

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

SAUL RENATO DA SILVA

**DESENVOLVIMENTO DO PROCESSO DE SOLDAGEM
PLASMA-*KEYHOLE* – MAG EM *TANDEM***

CURITIBA

2012

SAUL RENATO DA SILVA

**DESENVOLVIMENTO DO PROCESSO DE SOLDAGEM
PLASMA *KEYHOLE* – MAG EM *TANDEM***

Dissertação apresentada como requisito para obter o título de mestre em engenharia mecânica do Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Ramón Sigifredo Cortés Paredes

CURITIBA

2012

TERMO DE APROVAÇÃO

SAUL RENATO DA SILVA

DESENVOLVIMENTO DO PROCESSO DE SOLDAGEM PLASMA-KEYHOLE-MAG EM TANDEM

Dissertação aprovada como requisito parcial à obtenção de grau de Mestre em Engenharia Mecânica, área de concentração Manufatura, no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia da Universidade Federal do Paraná.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ossimar Maranhão
UTFPR

Prof. Dr. Américo Scotti
UFPR

Prof. Dr. Sergio Luiz Henke
UFPR

Prof. Dr. Ramón S. Cortés Paredes
UFPR/PG-MEC
Presidente

Curitiba, 28 de agosto de 2012.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por ter me dado a possibilidade de realizar este trabalho.

Agradeço especialmente a minha família: a meus pais, Avahy e Tania, e meus irmãos, Paula e Thais, pelo apoio, carinho e exemplo. Também gostaria de agradecer a todos os meus amigos presentes e ausentes da minha vida. Agradeço a minha namorada Renata Vêras pelo carinho e pela paciência de ficar ao meu lado durante o desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço ao meu orientador Dr. Eng. Ramón Paredes, o qual me apoiou e orientou durante todo tempo.

Agradeço ao doutorando do PG-Mec Gustavo Bavaresco pela ajuda prestada em diversas etapas do trabalho.

Agradeço a Compagas, em nome do Gerente de Operações - Eduardo Andreis, quem me possibilitou o avanço do trabalho, assim como meus colegas Bruno Barbaroto, Glaucio Weigert e Manoel Messias de Almeida pela ajuda e apoio.

Agradeço ao Lactec, em nome do Eng. André Capra, o qual disponibilizou o laboratório REVSOLDA e prestou todo apoio técnico. Agradeço também ao Eng. Rodolfo e Eng. André Chicoski, que ajudaram a tornar este trabalho realidade.

Agradeço a TenarisConfab, em nome de Marcos Ponciano e Maria Carolina Leão, pelo fornecimento das chapas do aço API 5L-X70 e pelo apoio técnico disponibilizado.

RESUMO

Este trabalho apresenta o desenvolvimento do processo de soldagem Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*, utilizado de forma automatizada, e aplicado para realizar a união de chapas de aço API 5L-X70 de 10 mm de espessura, com chanfro em “V”, em único passe de solda. Este processo de soldagem *tandem* consiste nas tochas dos processos de soldagem Plasma e MAG acopladas em um mesmo cabeçote de soldagem e distanciadas entre elas. A escolha destes processos de soldagem foi devido a capacidade do processo Plasma, em modo *keyhole*, de executar a raiz do cordão, e do processo MAG de realizar o preenchimento do chanfro residual. Para que isto seja obtido, é necessário que os parâmetros de soldagem e as características geométricas do chanfro sejam adequados. A demanda por maior produtividade na área de soldagem justifica o estudo e desenvolvimento de processos *tandem*. Aliado a isto, a disponibilidade de equipamentos de soldagem avançados tecnologicamente, como é o caso de fontes eletrônicas que permitem o excepcional controle de parâmetros de soldagem, e dos cabeçotes de soldagem automáticos que possibilitam diversas posições de soldagem, fazem com que muitas possibilidades de estudos sejam possíveis. Os resultados alcançados com os processos utilizados isoladamente comprovaram a qualidade, estabilidade e repetibilidade do processo Plasma-*keyhole*, com a obtenção de penetração total na raiz e ausência de defeitos que comprometam sua utilização, assim como comprovaram a grande capacidade do processo MAG no preenchimento de chanfros com diversas configurações. Os processos Plasma-*keyhole* e MAG em *tandem* obtiveram bons resultados quanto à soldagem, em único passe, de chapa com 10 mm de espessura, tendo o cordão apresentado defeitos de solda apenas no processo MAG, sendo oriundos provavelmente de parâmetros de soldagem inadequados. Os testes de microdureza e a análise da microestrutura mostraram a formação de constituintes de excelente tenacidade e resistência mecânica, compatíveis com o metal base e com as exigências normativas.

Palavras-chave:

ABSTRACT

This paper presents the development of the tandem welding process Plasma-keyhole – MAG, used in an automated manner, and applied to achieve the union of plate steel API 5L-X70 with 10 mm thickness and single pass welding. This tandem welding process consists the torches of the welding process Plasma and MAG coupled in the same welding head and spaced between them. The choice of welding processes is due to the ability of the plasma process, in keyhole mode for carrying out the root of the bead, and performing the MAG process of filling the groove. For this to be achieved it is necessary that the welding parameters and geometric characteristics of the joint are appropriate. The demand for higher productivity in the welding area justifies the study and development of tandem processes. Added to this, the availability of welding equipment technologically advanced, such as electronic sources enabling the exceptional control of the welding parameters, and automatic welding sources that allow several positions of welding, cause many possibilities studies are possible. The results achieved with the processes used alone have proven the excellent quality, stability and repeatability of Plasma-keyhole process, to obtain complete penetration at the root and absence of defects that compromise their use as well as demonstrated the great capacity of the MAG process to fill joint with several configurations. The tandem welding processes Plasma keyhole - MAG have obtained good results in terms of single pass welding chamfer 10 mm, and the weld bead defects displayed only in the MAG process, and probably from inadequate welding parameters. The hardness testing and analysis showed the formation of the microstructure constituents with excellent ductility and mechanical strength, be compatible with the base metal and regulatory requirements.

Abstract:

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Evolução dos aços usados na fabricação de tubos da classe API 5L.....	18
Figura 2 - Efeito dos microligantes na temperatura de recristalização.....	20
Figura 3 - Efeito da redução do teor de C e do valor de carbono equivalente (CE) em decorrência da incorporação de elementos de microliga e da aplicação de laminação controlada (TMCP) sobre a temperatura de pré-aquecimento recomendada para a soldagem de aços com limite de escoamento igual ou superior a 355 MPa.....	21
Figura 4 - Economia através da utilização do X80 em um projeto.	23
Figura 5 - Custo unitário em tubulações de transporte de alta pressão para projetos no Brasil.	23
Figura 6 - Soldagem de campo durante a fase de construção de dutos.	24
Figura 7 - Soldagem durante a fase de construção de dutos utilizando dois soldadores simultaneamente.	25
Figura 8 - Cabeçote orbital automático acoplado ao duto	25
Figura 9 - Esquema mostrando o efeito do teor de elementos de liga, da velocidade de resfriamento, do tamanho de grão da austenita, na resistência mecânica e tenacidade....	26
Figura 10 - Microestruturas típicas de zonas fundidas em aços microligados.	27
Figura 11 - Gráfico apresentando o aumento da tenacidade através do aumento da quantidade de ferrita acicular.	28
Figura 12 - Distribuição de temperatura do arco TIG e do arco Plasma.	29
Figura 13 - Equipamentos básicos do Processo Plasma.	30
Figura 14 - Detalhes da tocha e da poça de fusão.	31
Figura 15 - Processo Plasma modo <i>keyhole</i>	32
Figura 16 - Representação esquemática do Arco piloto e do Arco Transferido.....	34
Figura 17 - Identificação do Recuo do eletrodo e a configuração do bocal de soldagem Plasma.....	35
Figura 18 - Ângulo da ponta do eletrodo Plasma.	36
Figura 19 - Ilustração do processo Plasma com adição de arame.	39
Figura 20 - Processo GMAW.	40
Figura 21 - Influência do ângulo de deslocamento na soldagem MIG/MAG	43
Figura 22 - Vista em corte parcial de uma tocha MIG/MAG, identificando a DBCP, o <i>Stick-</i> <i>out</i> e o ângulo de ataque	44
Figura 23 - Modos de transferência metálica na soldagem MIG/MAG.	45
Figura 24 - Medida da diluição em uma seção transversal em uma solda de topo	46
Figura 25 - Desenho esquemático em corte da tocha Plasma-MIG com eletrodo Plasma disposto lateralmente ao processo MIG.....	50
Figura 26 - Desenho esquemático em corte da tocha Plasma-MIG com eletrodo Plasma anelar, envolvendo processo MIG.....	50
Figura 27 - Soldagem com associação dos processos Plasma e MIG.	51
Figura 28 - Bancada de Testes de soldagem customizada para receber os dois processos.	56
Figura 29 - Vista superior do suporte utilizado para fixar as placas de teste e possibilitar a soldagem.....	57
Figura 30 - Dispositivo de fixação da tocha Plasma e da tocha MAG no mesmo cabeçote de soldagem.....	57
Figura 31 - (a) Microdurômetro EMCOTEST – Durascan.	59
Figura 32 - Dimensões principais de um chanfro “V”	61
Figura 33 - Configuração geométrica do rasgo realizado para testes com MAG, simulando o cordão realizado pelo Plasma- <i>keyhole</i>	64

Figura 34 - Volume de solda depositada pelo processo MAG.	66
Figura 35 - Dimensões que são analisadas no cordão Plasma- <i>keyhole</i>	67
Figura 36 - Dimensões que são analisadas no cordão MAG	68
Figura 37 - Dimensões que são analisadas no cordão Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i>	68
Figura 38 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura do MB	69
Figura 39 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo Plasma- <i>keyhole</i>	69
Figura 40 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo MAG	70
Figura 41 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i>	70
Figura 42 - Imagem do resultado obtido no teste com espessura 4,8 mm.....	73
Figura 43 - Imagem do resultado obtido no teste com espessura 6,4 mm.....	74
Figura 44 - DTP e o Comprimento do arco Plasma.	74
Figura 45 - Influência da DTP na penetração e na largura de face do cordão, na raiz e na seção transversal	75
Figura 46 - Imagem do resultado obtido no teste 1.1	76
Figura 47 - Resultado obtido no teste 1.1	79
Figura 48 - Resultado obtido no teste 1.3	80
Figura 49 - Imagem do resultado obtido no teste 1.5	81
Figura 50 - Dimensões do chanfro de 60° e 90°	82
Figura 51 - Influência da variação da tensão média de soldagem com a corrente média.	84
Figura 52 - Imagem da deposição de cordão com processo MAG conforme teste 2.1	86
Figura 53 - Imagem da deposição de cordão com processo MAG conforme teste 2.3	87
Figura 54 - Aspecto do cordão de solda produzido pelo processo MAG.	89
Figura 55 - Imagem do resultado obtido no teste 3.1	91
Figura 56 - Imagem do resultado obtido no teste 3.3	92
Figura 57 - Imagem do resultado obtido no teste 3.5	93
Figura 58 - Seção transversal do Teste 1.2 e do Teste 3.2 para identificação da diluição promovida pelo processo MAG.....	94
Figura 59 - Imagem do resultado obtido no teste 3.7 e no teste 3.8	98
Figura 60 - Imagem de 200x e de 500x do metal de base na condição “Conforme Fornecido”	100
Figura 61 - Microestrutura da ZF PLASMA do Teste 1.2 (Aumento = 500x).....	102
Figura 62 - Microestrutura da ZF PLASMA do Teste 1.6 (Aumento = 500x).....	103
Figura 63 - Imagem da ZF MAG do Teste 2. 1 (Aumento 500x)	104
Figura 64 - ZF MAG – Teste 3.5. Aumento: 200x e 500x	106
Figura 65 - ZF MAG – Teste 3.2 Aumento: 200x e 500x	106
Figura 66 - ZF PLASMA – Teste 3.5 Aumento: 200x e 500x	107
Figura 67 - ZF PLASMA – Teste 3.8 Aumento: 200x e 500x	107
Figura 68 - Zona Fundida Plasma do Teste 3.5.	108
Figura 69 - Zona Fundida Plasma do Teste 1.5.	108
Figura 70 - Zona Fundida MAG do Teste 2.3.	109
Figura 71 - Zona Fundida MAG do Teste 3.7.	109
Figura 72 - Trinca ocorrida na solidificação do cordão Plasma- <i>keyhole</i> no Teste 1.5.....	110

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química do metal de base	58
Tabela 2 - Composição química nominal do arame tipo ER70S-6.	60
Tabela 3 - Parâmetros de Soldagem Plasma- <i>keyhole</i> , empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)	62
Tabela 4 - Parâmetros de Soldagem Plasma- <i>keyhole</i> , empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)	63
Tabela 5 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B.....	65
Tabela 6 - Parâmetros de chanfro e distanciamento entre as tochas Plasma e MAG.....	66
Tabela 7 - Parâmetros do processo Plasma- <i>keyhole</i> utilizados nos testes da Terceira Etapa...	66
Tabela 8 - Parâmetros do processo MAG utilizados nos testes da Terceira Etapa	67
Tabela 9 - Parâmetros de Soldagem Plasma- <i>keyhole</i> para as espessuras de 4,8 mm e 6,4 mm, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)	73
Tabela 10 - Parâmetros de Soldagem Plasma- <i>keyhole</i> para as espessuras de 8 mm e altura de face de raiz de 4 mm, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)	76
Tabela 11 - Parâmetros de Soldagem Plasma - técnica Keyhole e quantidade de Testes	77
Tabela 12 - Valores de volume teórico, volume real e a variação relativa entre eles, considerando a zona fundida pelo processo Plasma- <i>keyhole</i> ,	83
Tabela 13 - Valores de largura do cordão e largura da ZTA resultantes da soldagem pelo processo Plasma- <i>keyhole</i>	84
Tabela 14 - Rendimento Bruto dos testes da Primeira Etapa	85
Tabela 15 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B.....	86
Tabela 16 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B.....	87
Tabela 17 - Diluição e Rendimento Bruto de Fusão dos testes da Segunda Etapa	88
Tabela 18 - Parâmetros de soldagem Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em tandem dos Testes 3.1 ao 3.6	90
Tabela 19 - Relação de valores de diluição do processo MAG, altura original e final do cordão Plasma- <i>keyhole</i>	94
Tabela 20 - Rendimento Bruto de Fusão do processo MAG dos testes da Terceira Etapa	95
Tabela 21 - Valores de área do cordão, área do chanfro e de área fundida dos testes com os processos Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i>	96
Tabela 22 - Parâmetros de soldagem Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i> dos Testes 3.7 e 3.8	97
Tabela 23 - Relação de valores de diluição do processo MAG, altura original e final do cordão Plasma- <i>keyhole</i>	99
Tabela 24 - Valores de Área do Cordão, área do chanfro e de área fundida dos testes com os processos Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i>	99
Tabela 25 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo Plasma- <i>keyhole</i>	101
Tabela 26 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo MAG	103
Tabela 27 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo Plasma- <i>keyhole</i> – MAG em <i>tandem</i>	105

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
A.f.r. – Altura de Face de Raiz
API 5L – *Specification for Line Pipe*.
API 1104 – *Welding Pipelines and Related Facilities*
ARBL – Alta Resistência Baixa Liga
ASME – *American Society of Mechanical Engineers*
AWS – *American Welding Society*
CC+ – Corrente Contínua Polaridade Inversa
CC- – Corrente Contínua Polaridade Direta
Ceq – Carbono Equivalente
DBCP – Distância do Bico de Contato e a Peça
DTP – Distância Tocha Peça
FCAW – *Flux-Cored Arc Welding*
FS(A) – Ferrita com Segunda Fase Alinhada
FS(NA) – Ferrita com Segunda Fase Não-Alinhada
GMAW – *Gas Metal Arc Welding*
GTAW – *Gas Tungsten Arc Welding*
IIW – *International Institute of Welding*
MAG – *Metal Active Gas*
MB – Metal de Base
MIG – *Metal Inert Gas*
NBR – Norma Brasileira
PAW – *Plasma Arc Welding* ou Soldagem Plasma
PF(G) – Ferrita Primária de Contorno de Grão
PF(I) – Ferrita Primária Intragranular
PT – Placa de Teste
TMCP – Laminação Controlada
TTT – Curvas Tempo – Temperatura – Transformação
UB – Bainita Superior
X70 – grau de aço classe API 5L, o qual possui 70 ksi de tensão mínima de escoamento.
ZF – Zona Fundida

ZTA – Zona Termicamente Afetada

δ – Diluição

ρ – Densidade

η_{bf} – Rendimento Bruto de Fusão

E – Energia fornecida pelo arco elétrico

Q_f – Quantidade de energia utilizada para formar a poça de fusão

A_f – Área fundida

c_p – Calor Específico

L_f – Calor latente de fusão

T_o – Temperatura inicial dos testes (25°C)

T_f – Temperatura de fusão do aço (1550°C)

T_{PT} – Temperatura da placa de teste

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	13
2	OBJETIVO.....	15
2.1	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	15
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	16
3.1	INTRODUÇÃO	16
3.2	NORMAS PARA FABRICAÇÃO, INSTALAÇÃO E PROJETO DE DUTOS	16
3.2.1	A Norma API 5L.....	16
3.2.2	A Norma API 1104	17
3.2.3	A Norma ABNT NBR 12712.....	17
3.3	A EVOLUÇÃO DOS AÇOS PARA DUTOS.....	18
3.3.1	Metalurgia dos Aços API 5L modernos.....	19
3.4	CARBONO EQUIVALENTE E SOLDABILIDADE	20
3.5	BENEFÍCIOS DA UTILIZAÇÃO DE AÇOS API DE GRAUS ELEVADOS.....	22
3.6	SOLDAGEM AUTOMATIZADA.....	24
3.7	MICROESTRUTURA DA REGIÃO FUNDIDA DOS AÇOS API 5L-X70.....	26
3.8	SOLDAGEM PLASMA (PAW)	28
3.8.1	Soldagem Plasma – <i>Melt-in</i>	30
3.8.2	Soldagem Plasma – <i>Keyhole</i>	30
3.8.3	Dimensionamentos do Chanfro	32
3.8.4	Volume da Zona Fundida pelo Processo Plasma- <i>Keyhole</i>	32
3.8.5	Princípios de Operação	33
3.8.6	Parâmetros de Soldagem do Processo Plasma	34
3.9	SOLDAGEM PLASMA COM ALIMENTAÇÃO DE ARAME.....	38
3.10	PROCESSO MIG/MAG.....	39
3.10.1	Princípios de Operação	40
3.10.2	Variáveis de Soldagem do Processo MIG/MAG	41
3.10.3	Modos de Transferência Metálica do Processo MIG/MAG	45
3.11	DILUIÇÃO.....	46
3.12	RENDIMENTO TÉRMICO.....	47
3.13	RENDIMENTO BRUTO DE FUSÃO.....	47
3.14	SOLDAGENS HÍBRIDAS.....	49
3.14.1	Soldagem híbrida Plasma-MIG.....	49
3.14.2	Tochas disponíveis para o processo Plasma-MIG	49
3.15	SOLDAGEM TANDEM	52
3.15.1	Processo de Soldagem por Arco Submerso em Tandem	52
3.15.2	Processo de Soldagem MIG/MAG em Tandem	52
4	MATERIAIS E MÉTODOS	54
4.1	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	54
4.2	CRITÉRIOS DE ACEITAÇÃO	55
4.3	EQUIPAMENTOS DA BANCADA DE SOLDAGEM	55
4.4	MATERIAIS	58
4.4.1	Metal de Base.....	58
4.5	EQUIPAMENTOS DE MEDIÇÃO E ANÁLISE.....	58

4.6	CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM	59
4.7	ESCOLHA DA ESPESSURA	60
4.8	PRIMEIRA ETAPA – SOLDAGEM COM O PROCESSO PLASMA-KEYHOLE ...	61
4.8.1	Testes Utilizando o Aço ABNT 1020	61
4.8.2	Testes Utilizando o Aço API 5L-X70	63
4.9	SEGUNDA ETAPA – SOLDAGEM COM O PROCESSO MAG	64
4.9.1	Terceira Etapa – Soldagem com os Processos Plasma-keyhole – MAG em Tandem	65
4.9.2	Caracterização da Macroestrutura	67
4.9.3	Caracterização da Microdureza	68
4.9.4	Caracterização da Microestrutura	70
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	72
5.1	PRIMEIRA ETAPA - TESTES COM O PROCESSO PLASMA-KEYHOLE	72
5.1.1	Testes com Aço ABNT 1020	72
5.1.2	Testes com Aço API 5L-X70	77
5.1.3	Cordão de Solda (Face, Raiz e Seção Transversal)	78
5.2	SEGUNDA ETAPA – TESTES COM O PROCESSO MAG	85
5.2.1	Parâmetros de Soldagem	85
5.2.2	Cordão de Solda (face e seção transversal)	86
5.2.3	Análise Geométrica do Cordão de Solda	87
5.3	TERCEIRA ETAPA – TESTES COM OS PROCESSOS PLASMA-KEYHOLE – MAG EM TANDEM	88
5.3.1	Testes com Afastamento Entre as Tochas	89
5.3.1.1	<i>Teste com Afastamento Entre as Tochas de 45 mm</i>	89
5.3.1.1.1	<i>Cordão de Solda (Raiz, Face e Seção Transversal)</i>	90
5.3.1.1.2	<i>Análise Geométrica do Cordão de Solda</i>	94
5.3.1.2	<i>Teste com Afastamento de 65 mm</i>	89
5.3.1.2.1	<i>Cordão de Solda (Raiz, Face e Seção Transversal)</i>	97
5.4	QUARTA ETAPA	100
5.4.1	Caracterização da Microestrutura do MB	100
5.4.2	Microdureza do MB	101
5.4.3	Primeira Etapa – Testes com o Processo de Soldagem Plasma- keyhole	101
5.4.4	Segunda Etapa – Testes com o Processo de Soldagem MAG	103
5.4.5	Terceira Etapa – Testes com os Processos Plasma-keyhole – MAG em Tandem	104
5.4.6	Análise Comparativa Entre Etapas	107
5.5	ANÁLISE DOS DEFEITOS DE SOLDAGEM	110
5.5.1	Porosidade e Respingos	110
5.5.2	Trinca de Solidificação Intergranular	110
6	CONCLUSÃO	111
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	112
	REFERÊNCIAS	113

1 INTRODUÇÃO

Para escoar a produção de petróleo dos campos produtores até as refinarias, assim como para transportar o gás natural até os consumidores, é necessária a construção de novos dutos. Conforme Cardoso e Viana (2009), estima-se que no mundo será construído de 2009 até 2013 cerca de 139.000 km de novos dutos, sendo que no Brasil a quantidade estimada para o período atinge cerca de 7.000 km de dutos para transporte de petróleo, gás natural, minerodutos e alcooldutos.

Para tanto, em algum momento de sua fabricação ou instalação é necessário utilizar-se de soldagem. A escolha de qual processo de soldagem utilizar é uma questão que envolve diversos fatores, tais como atendimento à normas, tipo de junta, espessura, custo de aquisição, custo com mão de obra, etc.

Durante a etapa de fabricação dos tubos, são adotados processos de soldagem automáticos e de elevada produtividade, tal como o arco submerso (SAW). Estes processos são relativamente simples de serem automatizados pelo fato da soldagem ser realizada dentro de instalações industriais com toda infraestrutura necessária. Nesta etapa, em muitos casos, a soldagem ocorre na posição plana e horizontal e os parâmetros de soldagem são praticamente constantes durante todo curso de soldagem.

No entanto, na etapa de construção de dutos, a dificuldade técnica é maior, principalmente por dois motivos: a soldagem é circunferencial; e realizada em campo. Por estes e por motivos econômicos, ocorre a restrição dos processos de soldagem utilizados. No Brasil, o processo de soldagem empregado na construção de dutos maiores que 10 polegadas é normalmente o Eletrodo Revestido (SMAW), existindo a possibilidade de emprego de GMAW (GMAW), Eletrodo Tubular (FCAW) e TIG (GTAW), sendo manuais ou semiautomáticos. Da forma como são empregados estes processos, tem-se como resultado a baixa produtividade em relação aos processos automatizados. Na construção de dutos de maior extensão, até mesmo transcontinentais, já são usados métodos de construção mais modernos, com a presença de, entre outros equipamentos, fontes de soldagem eletrônicas e de cabeçotes orbitais automáticos de soldagem. Estes avanços trouxeram uma nova perspectiva para a aplicação de processos de soldagem automatizados, trazendo grande benefício econômico na etapa de instalação dos dutos.

A aplicação de métodos modernos de construção, envolvendo a soldagem automatizada, será possível na construção de novos dutos com extensão cada vez menores,

tornando seu uso corriqueiro entre as empreiteiras. Estes métodos possuem a grande vantagem de possibilitar uma obra de curta duração, enquanto que, de outro lado, seu emprego atualmente depende das dificuldades impostas pelo traçado, escassez de mão de obra especializada e custo com equipamentos.

O presente trabalho aborda a utilização dos processos de soldagem Plasma-*keyhole* e MAG em *tandem*, na posição plana e horizontal, de forma automatizada, onde um chanfro de solda é executado em um único passe. A união dos processos Plasma-*keyhole* e MAG permite que cada processo desempenhe funções diferentes na execução de um cordão de solda, onde o Plasma é responsável pela execução da raiz e o MAG pelo preenchimento do chanfro de solda.

Os tubos de condução de gás natural, petróleo e derivados são fabricados segundo a norma API 5L (API 5L, 2007) e classificados conforme o limite de escoamento. Neste trabalho o aço empregado foi o API 5L grau X70, com limite de escoamento mínimo de 70ksi (483 MPa). A grande vantagem de se utilizar graus mais elevados (maior resistência mecânica) é a redução da espessura da parede, promovendo a redução do peso e levando a redução no custo de aquisição do tubo, uma vez que o tubo é adquirido por peso. Menor espessura também traz vantagens na logística, na redução de tempo de execução de um cordão de solda e na menor quantidade de consumíveis de soldagem (gases, arame/eletrodo e energia elétrica). O aumento da resistência mecânica dos aços da classe API 5L foi obtida através de introdução de elementos de liga em pequenas quantidades e a utilização de laminação com controle de temperatura e com resfriamento acelerado. Outra vantagem destes aços foi a redução do teor de carbono para melhorar a soldabilidade, evitando a formação de microestruturas frágeis e trincas.

Os fabricantes de tubos para condução de hidrocarbonetos e as empresas de instalação destes tubos, são apenas uma parte do universo de empresas que se beneficiam direta ou indiretamente do avanço tecnológico na área da soldagem.

2 OBJETIVO

Demonstrar a aplicabilidade do processo de soldagem Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem* na união de chapas de aço, da classe API 5L grau X70, de 10 mm de espessura em único passe.

2.1 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Foi necessário criar alguns Objetivos Específicos para servirem de uma espécie de *check-points* ou “pontos de controle”, ajudando o desenvolvimento do trabalho e não permitindo desvios do Objetivo, conforme segue:

- Testar os parâmetros de soldagem do processo Plasma-*keyhole* citados na literatura e aplicar ao aço ABNT 1020 e ao aço API 5L-X70, verificando os resultados obtidos e as mudanças necessárias para adequar o processo;
- Testar algumas geometrias de chanfro no aço API 5L-X70 para verificar a capacidade do processo Plasma-*keyhole* em obter penetração total;
- Testar o processo MAG aplicado no preenchimento do chanfro resultante do processo Plasma-*keyhole*, para Placas de Teste (PT's) do aço API 5L-X70;
- Testar os processos de soldagem Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*, para PT's do aço API 5L-X70, verificando as mudanças macroestruturais ocorridas nos cordões de solda em comparação com os processos atuando isoladamente;
- Aplicar ensaios de microdureza na região de solda das amostras de aço API 5L-X70 para obter informações sobre as propriedades mecânicas;
- Analisar a microestrutura da região de solda das amostras de aço API 5L-X70, identificando os constituintes presentes e comparando com a literatura.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 INTRODUÇÃO

A revisão bibliográfica inicia apresentando a norma API 5L e seus aspectos relevantes ao presente trabalho, tais como a classificação e as características do aço utilizado na fabricação de tubos. Outra norma apresentada é a API 1104, a qual, entre outros itens, identifica requisitos para a soldagem de campo. Por fim, é apresentada a norma NBR 12712 e sua utilidade nas etapas de projeto e instalação de dutos voltados para a distribuição e transmissão de gás natural. Mostra também a evolução metalúrgica e do processo de laminação ocorrida na fabricação dos “aços para tubos” - classe API 5L, o que possibilitou a obtenção de vantagens econômicas em sua aplicação. Neste capítulo é mostrada a literatura que fundamentou o trabalho, no que diz respeito aos processos de soldagem envolvidos, são eles: Plasma-*keyhole*, MIG/MAG, Plasma-MIG (híbrido), SAW em *tandem* e MIG/MAG em *tandem*. Dentro destes processos de soldagem, focou-se nos princípios de funcionamento e recomendações práticas. Posteriormente é abordado a crescente utilização e os benefícios da soldagem automatizada aplicada ao setor de fabricação e de instalação de dutos destinados ao setor de petróleo e gás.

3.2 NORMAS PARA FABRICAÇÃO, INSTALAÇÃO E PROJETO DE DUTOS

3.2.1 A Norma API 5L

No Brasil e em outros países a norma API 5L – *Specification for Line Pipe* – é a referência utilizada para adquirir ou fabricar tubos que serão usados em gasodutos, oleodutos, minerodutos e até em alcooldutos. A norma contempla os requisitos dimensionais, propriedades mecânicas, composição química, ensaios mecânicos, critérios de aceitação de imperfeições, e marcação dos tubos (Freire, 2009). A norma API 5L (2007) estabelece dois níveis de especificação de produto, chamados de *Product Specification Level* - PSL 1 e PSL 2, sendo normalizados sob diferentes requisitos técnicos. O PSL 2 é mais rigoroso que o PSL 1, trazendo requisitos mandatórios para o carbono equivalente (CE), tenacidade à fratura, máximo limite de escoamento e máxima resistência à tração (Freire, 2009).

A classificação dos tubos é realizada conforme a mínima tensão de escoamento. Os últimos dígitos após o “X” representam a mínima tensão de escoamento em quilolibra força por polegada quadrada [ksi]. Por exemplo, o grau X70 possui 70ksi (483MPa) de mínima tensão de escoamento. Os graus normalizados pela API 5L são A25, A, B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80, X90, X100 e X120. O PSL 1 abrange os graus de A25 até X70 e o PSL 2 contempla os graus de B até X120.

3.2.2 A Norma API 1104

A norma API 1104 – *Welding Pipelines and Related Facilities* provê os requisitos necessários para obter juntas soldadas de qualidade durante a construção de dutos (soldas de campo).

Em soldagem manual, a norma prevê o emprego do processo Eletrodo Revestido utilizando eletrodos do tipo EXX10 no passe de raiz, devido a boa penetração e soldagem em todas as posições. O uso de eletrodos de baixo hidrogênio (EXX18) é limitado para uso no passe de raiz, devido a baixa penetração e problemas na soldagem na posição vertical descendente e sobrecabeça. Entretanto, os eletrodos de baixo hidrogênio podem ser usados na vertical ascendente nos passes de enchimento e acabamento. Dependendo do projeto, os eletrodos EXX45 também podem ser utilizados na soldagem vertical descendente na construção de dutos (AWS, 2011).

Na soldagem de dutos de grandes diâmetros e utilizando aço de alta resistência (por exemplo, API 5L-X80), o processo GTAW pode ser utilizado na forma mecanizada (soldagem orbital) (AWS, 2011).

3.2.3 A Norma ABNT NBR 12712

A Norma ABNT NBR 12712 é baseada nos conceitos constantes na norma ASME B31.8 – *Gas Transmission and Distribution Piping System*, tendo como objetivo de identificar os requisitos de projeto e de instalação de uma tubulação de gás natural. A NBR 12712 (2002) identifica diversas premissas de projeto de dutos de distribuição e transporte, trazendo as boas práticas de construção e cuidados com a segurança de pessoas e do meio-ambiente. Em muitos casos, o traçado de uma tubulação está localizado próximo de cidades, cruzando rodovias, ferrovias e rios, assim como próximos a taludes instáveis. Neste sentido, a norma traz recomendações para que a equipe de projetistas tenha embasamento para tomar decisões

acertadas quanto ao traçado, espessura do duto, ao tipo de obras civis que serão empregadas, entre outras recomendações.

3.3 A EVOLUÇÃO DOS AÇOS PARA DUTOS

A evolução tecnológica nas áreas de materiais e de processos de fabricação permitiu a obtenção do aço API 5L grau X120 (830MPa). Estes aços modernos pertencem à família dos aços de “Alta Resistência Baixa Liga” - ARBL, e quando aplicados a dutos priorizam a resistência mecânica, a tenacidade e a soldabilidade.

A Figura 1 mostra a evolução dos aços classe API 5L, no que diz respeito a composição química e ao processo de laminação. Na década de 60, a forma de obter aços para tubos com maior resistência mecânica, como o X60, era o uso de aproximadamente 0,2% de carbono e vanádio. O processo de laminação empregado servia apenas para conferir à chapa a dimensão desejada, com subsequente tratamento térmico de normalização. Desde então, foi iniciada a busca de maneiras de eliminar o tratamento térmico posterior, o qual consumia muita energia e tempo de fabricação, assim como de reduzir a quantidade de carbono para melhorar a soldabilidade dos tubos, principalmente em campo, durante a construção dos dutos (Gorni, Silveira e Reis, 2009).

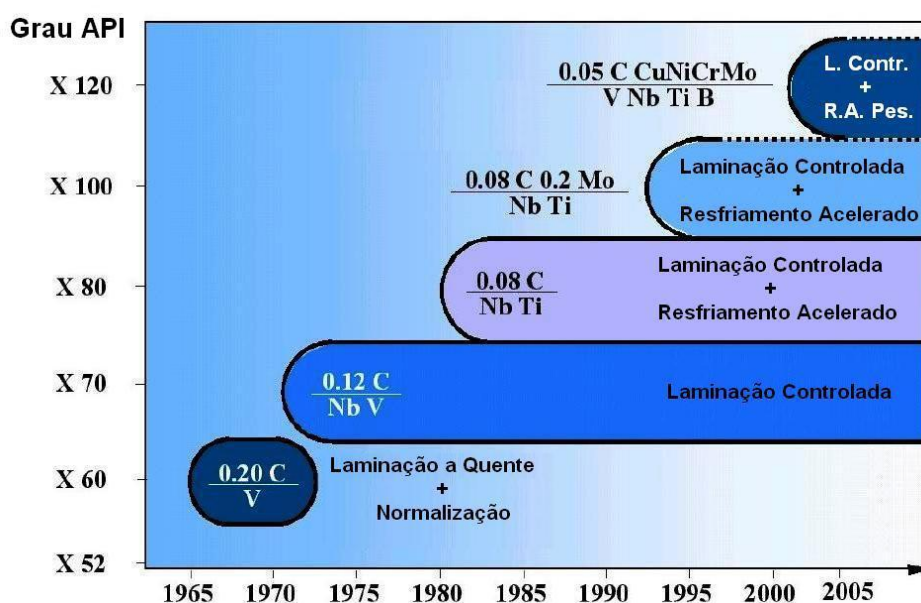


Figura 1 - Evolução dos aços usados na fabricação de tubos da classe API 5L.
Fonte: Gorni, Silveira e Reis, 2009

A fabricação de graus superiores ao X70 fundamenta-se na redução do teor de carbono, assim como no emprego de diversos elementos “microligantes” em pequenos teores, com o objetivo de recrystalizar completamente após cada passe de laminação. O processo de laminação utilizado é denominado de Laminação Controlada ou TMCP (*Thermomechanical Controlled Process*), onde a temperatura a cada passe é controlada para obtenção de uma estrutura de grãos refinados e, com isto, obter simultaneamente resistência mecânica e tenacidade (Gorni, Silveira e Reis, 2009).

A utilização do aço grau X70 no Brasil na construção de dutos foi tardia e tem crescido nos últimos anos. Nos países desenvolvidos, o X70 foi utilizado até a década de 90, onde foram substituídos por graus mais elevados, como o X80, utilizado pela primeira vez na Alemanha em 1985. O X100 foi utilizado no Canadá em 2002 (Yapp e Blackman, 2003).

3.3.1 Metalurgia dos Aços API 5L modernos

Gorni, Silveira e Reis (2009) apresenta que, atualmente, as estratégias para obter graus de aço maior que o X80 são:

- Empregar matéria-prima com baixos teores de impurezas S (0,001%), O (0,002%) e N (0,005%);
- Reduzir o teor de carbono para menos de 0,1% e, assim, reduzir a quantidade de perlita e melhorar a soldabilidade;
- Adicionar elementos, tais como Mn, Nb, Ti, V, Cr, Ni e Mo;
- Utilizar o processo de Laminação Controlada (TMCP) e Resfriamento Acelerado (ACC).

Estes aços possuem uma estrutura refinada, ou seja, o tamanho de grão da ferrita é em torno de 5 μm , e com isto tornando-se a principal maneira de aumentar o limite de escoamento e a tenacidade. Isto é conseguido por uma composição química de vários elementos, onde cada um deles atua de forma distinta na microestrutura do aço. Conforme Freire (2009), um dos elementos que merecem destaque, sendo indispensável aos aços API 5L de grau elevado é o Nb, normalmente utilizado em pequenos teores ($<0,11\%$). Possui a função de retardar a recrystalização da austenita, fazendo com que os passes de laminação ocorra em temperaturas mais altas e exigindo menor carga de laminação. O Nb é o elemento que mais

favorece este fenômeno, conforme observado na Figura 2. A austenita deformada gera novos núcleos de formação de ferrita, tornando os grãos cada vez menores (5 μm). O nióbio também precipita na forma de carboneto de Nb (NbC), porém tem baixa solubilidade na austenita, a saber, apenas 0,05% Nb é dissolvido na austenita em torno de 1200 °C . O tamanho destes é da ordem de 20 nm, muito maiores que os 5 nm necessários para terem efeito no limite de escoamento.

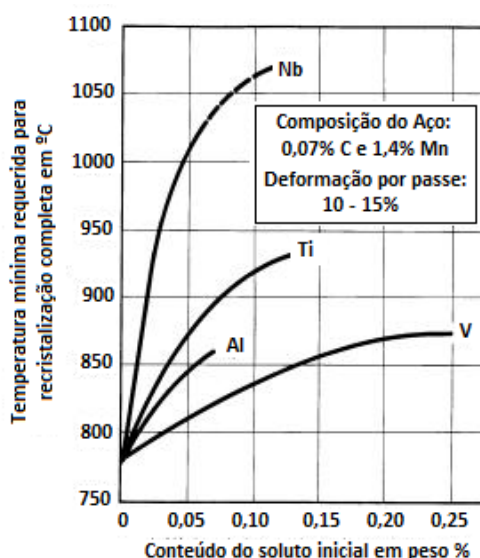


Figura 2 - Efeito dos microligantes na temperatura de recristalização.
Fonte: adaptado de Hulka, 2001

Para obter graus mais elevados do que o X80, é necessário empregar o Resfriamento Acelerado – *Accelerated Cooling* (ACC) – após os passes de laminação Controlada, sendo possível obter ferrita acicular de maior resistência e tenacidade (Grimpe et al., 2005).

3.4 CARBONO EQUIVALENTE E SOLDABILIDADE

A composição química dos aços modernos da classe API possibilita a soldagem sem a utilização de pré ou pós-aquecimento graças ao baixo “Carbono Equivalente”. A ocorrência da têmpera nos aços é função da composição química e do tamanho de grão na soldagem. O C_{eq} é utilizado para relacionar a temperabilidade do aço e sua soldabilidade sendo que quanto mais alto o C_{eq} , maior será a temperabilidade (Weiner, Brandi e Mello, 1992).

Uma das equações que determinam o Ceq é a Equação 1, recomendada pelo *International Institut of Welding (IIW)* e também pela norma API 5L (2007) para aços com teores acima de 0,12%C (% em peso) e tem sido amplamente utilizada. Segundo os requisitos complementares da norma API 5L (2007), o material dos tubos fabricados para o grau X70 ou superior, deve possuir Ceq menor que 0,43.

$$Ceq = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5} + \frac{(Ni + Cu)}{15} \quad (1)$$

Outra equação utilizada para determinar o carbono equivalente é a do parâmetro de trincamento modificado (Pcm), mostrado na Equação 2, a qual é aceita pelo *IIW* e pela Norma API 5L (2007) para aços com teores de carbono abaixo de 0,12 % (% em peso).

$$Pcm = C + \frac{Si}{30} + \frac{(Mn + Cu + Cr)}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (2)$$

Segundo trabalho de Gorni, Silveira e Reis (2009), onde se estudou a influência do pré-aquecimento em aços fabricados via TMCP, verifica-se a pouca tendência em ocorrer trincamento a frio induzido pelo hidrogênio, sendo dispensável a realização do pré-aquecimento. Este fato pode ser comprovado pela Figura 3.

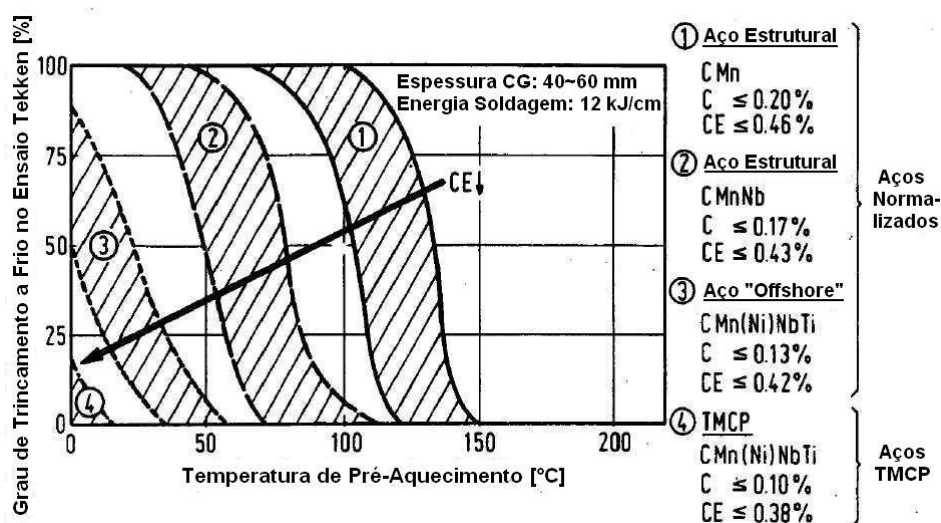


Figura 3 - Efeito da redução do teor de C e do valor de carbono equivalente (CE) em decorrência da incorporação de elementos de microliga e da aplicação de laminação controlada (TMCP) sobre a temperatura de pré-aquecimento recomendada para a soldagem de aços com limite de escoamento igual ou superior a 355 MPa.

Fonte: Gorni, Silveira e Reis, 2009

3.5 BENEFÍCIOS DA UTILIZAÇÃO DE AÇOS API DE GRAUS ELEVADOS

Conforme Soares (2004), os custos unitários relativos à construção de tubulações de petróleo e gás são referenciados a unidades como US\$/m, significando o custo por metro de tubulação instalada, podendo ser decompostos em três parcelas:

- (i) Custo de material (correspondente ao aço);
- (ii) Obras civis (compreendendo a preparação do terreno, obras para abertura de valas para assentamento das tubulações, acomodação das mesmas, soldagem, aterramento e recuperação do local); e
- (iii) Diversos (compondo despesas complementares à instalação do gasoduto, compreendem custos com revestimento das soldas de campo da tubulação, transporte de tubos e materiais para a obra, proteção catódica e impostos incidentes sobre mão de obra, taxas públicas e outros).

O custo final de cada projeto é variado e diretamente proporcional com as dificuldades encontradas, tais como, travessias de diferentes tipos (rodovias, ferrovias, pântanos, rios, etc.), diferentes tipos de solo no traçado da tubulação (rochoso, arenoso, etc.), desapropriações, despesas com desvios devido a áreas de preservação, estrutura tributária e custos locais de mão de obra.

Neste contexto, a utilização de aços de graus mais elevados da classe API 5L permite a redução de custos nas três parcelas apresentadas acima ((i), (ii) e (iii)), conforme segue:

- (i) No que diz respeito a redução no custo de aquisição dos tubos, tomando como base uma determinada pressão, os tubos da classe API de graus elevados são de menor espessura em relação aos tubos de graus inferiores. Segundo Hillenbrand e Kalwa (2002), em uma obra utilizando o aço API 5L-X80 ao invés do aço X70 pode-se economizar 20.000 toneladas de aço através da redução da espessura de 20,8 mm para 18,3 mm, conforme Figura 4.

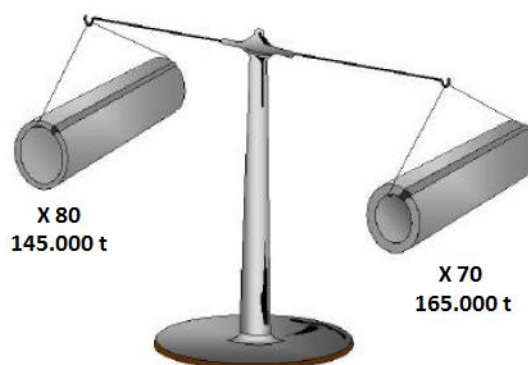


Figura 4 - Economia através da utilização do X80 em um projeto.
Fonte: Hillenbrand e Kalwa, 2002

- (ii) A redução na espessura reduz o custo da soldagem, pois diminui a quantidade de consumíveis (arame, gás de proteção) e minimiza o tempo total de soldagem devido ao menor número de passes de solda necessários (Gorni, Silveira e Reis, 2009).
- (iii) A redução de custos de logística (transporte dos tubos) é consequência da maior quantidade de tubos transportados por caminhão a cada frete, pois o peso de cada tubo é menor, devido a menor espessura.

A utilização de aço da classe API 5L de graus mais elevados (>X70) permite a construção de tubulação de maiores diâmetros, aumentando a capacidade transportada pela mesma e, assim, favorecendo a viabilidade financeira do projeto. Na Figura 5 pode ser visualizado que, em muitos casos, quanto maior o diâmetro do tubo menor o custo unitário de construção (US\$/m).

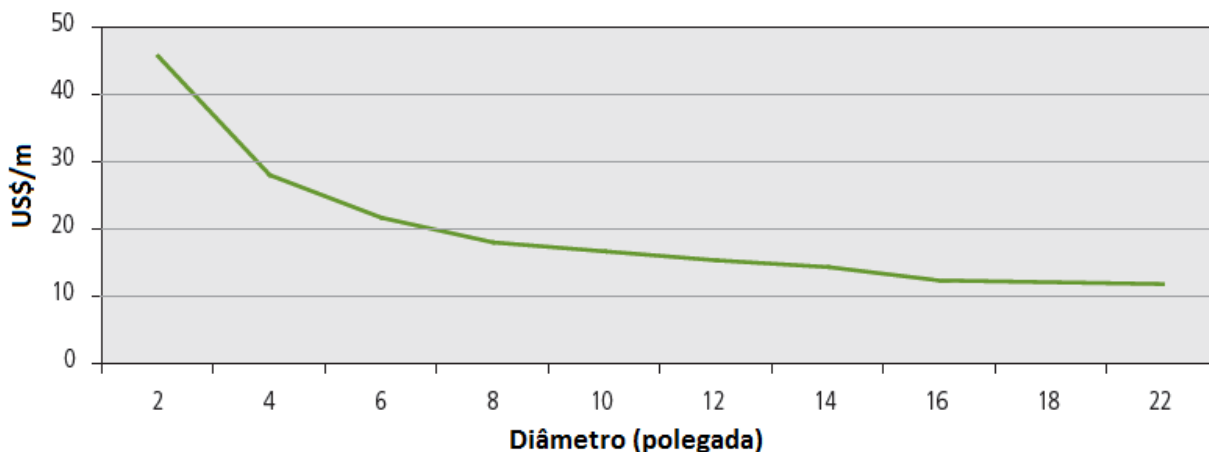


Figura 5 - Custo unitário em tubulações de transporte de alta pressão para projetos no Brasil.
Fonte: Soares, 2004

3.6 SOLDAGEM AUTOMATIZADA

Assim como ocorreu nos materiais, os processos de soldagem também evoluíram, principalmente com a evolução ocorrida na eletrônica. O setor de fabricação e construção de dutos também se beneficiou desta evolução tecnológica, o que gerou ganhos econômicos no setor de óleo de gás.

Atualmente, nas empresas que fabricam tubos da classe API 5L empregam soldagem automatizada, podendo ser arco submerso (SAW) e resistência elétrica (ERW) (ESAB, 2011). A automação deste tipo de soldagem é relativamente fácil, pois as soldas nos tubos são feitas, em muitos casos, na posição plana e horizontal. O controle automático atua apenas no deslocamento da tocha de soldagem, sendo que os parâmetros são mantidos fixos durante todo o curso de soldagem.

Por outro lado, durante a construção dos dutos, a soldagem de campo não é simples, sendo feita, normalmente, de forma semi-automática ou manual. A dificuldade em automatizar esta soldagem deve-se:

a) normalmente o terreno onde estão sendo instalados os dutos terrestres é de difícil acesso, irregulares, muitas vezes alagados, etc. A Figura 6 mostra uma soldagem de campo.

b) a soldagem é realizada no entorno do duto (circunferencial) e, portanto, muitas posições de soldagem estão presentes, causando dificuldade em manter a estabilidade da poça de fusão, visto que a força da gravidade atua de forma diferente durante a progressão da soldagem. Com isto, a velocidade de avanço e os parâmetros de soldagem devem mudar durante o deslocamento da tocha de soldagem ao redor do tubo.



Figura 6 - Soldagem de campo durante a fase de construção de dutos.

Fonte: ESAB, 2011

Normalmente em soldagem de dutos de diâmetro maior que 10 polegadas, empregam-se dois soldadores no passe de raiz (*root pass*) e no passe à quente (*hot pass*) para equilibrar a calor introduzido, evitando tensões desiguais. A Figura 7 ilustra uma solda com dois operadores e as diversas posições de soldagem em uma solda circunferencial.

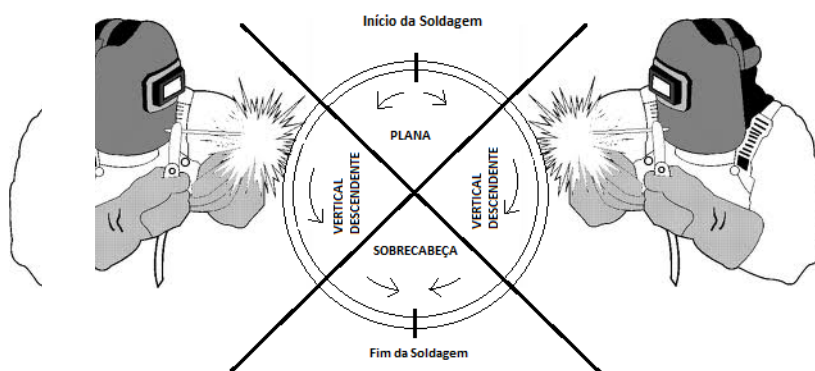


Figura 7 - Soldagem durante a fase de construção de dutos utilizando dois soldadores simultaneamente.

O estágio tecnológico da eletroeletrônica, assim como a necessidade de melhor desempenho, trouxe a automação para as soldagens de campo, na qual um cabeçote de soldagem realiza um cordão de solda ao redor do tubo, denominada de soldagem orbital. Diversos fabricantes oferecem cabeçotes orbitais de soldagem para atender diversos diâmetros e utilizando processos que possibilitam serem automatizados, entre eles, os mais comuns são GMAW, FCAW e GTAW. A Figura 8 apresenta a um cabeçote orbital acoplado ao duto utilizando o processo GMAW.



Figura 8 - Cabeçote orbital automático acoplado ao duto
Fonte: Magnatech Orbital Welding Systems, 2012

Os cabeçotes orbitais podem ser utilizados na soldagem da tubulação em terra ou no mar. Em dutos submarinos, os cabeçotes de soldagem orbitais são instalados em barcas especialmente desenvolvidas para o armazenamento, soldagem e lançamento da tubulação no mar. A principal justificativa para empregar estes cabeçotes orbitais automáticos é a economia de tempo e a qualidade conseguida neste tipo de soldagem.

3.7 MICROESTRUTURA DA REGIÃO FUNDIDA DOS AÇOS API 5L-X70

Conforme citado anteriormente o aço tipo API 5L-X70 pode ser denominado como ARBL. Conforme Kou (2003), esta denominação compreende os aços contendo manganês ($\leq 1,5\%$), silício ($\leq 0,7\%$), nióbio ($\leq 0,05\%$), vanádio ($\leq 0,1\%$), titânio ($\leq 0,07\%$). Normamente estes aços não possuem mais que $0,2\%$ de carbono e não possuem mais que 2% de elementos de liga.

Kou (2003) compara o resfriamento da região fundida como sendo semelhante ao processo de resfriamento contínuo ou curvas TTT. Neste processo de solidificação, a Austenita se transforma em Ferrita, a qual nucleia nos contornos de grão e cresce para o interior do mesmo. Neste momento, a formação da geometria da Ferrita irá depender de diversos fatores, entre os quais a velocidade de resfriamento (Δt_{8-5}), o teor de elementos de liga e o tamanho de grão da austenita. Estes fatores influenciam na resistência mecânica e na tenacidade de maneiras diferentes, conforme pode ser observado na Figura 9.

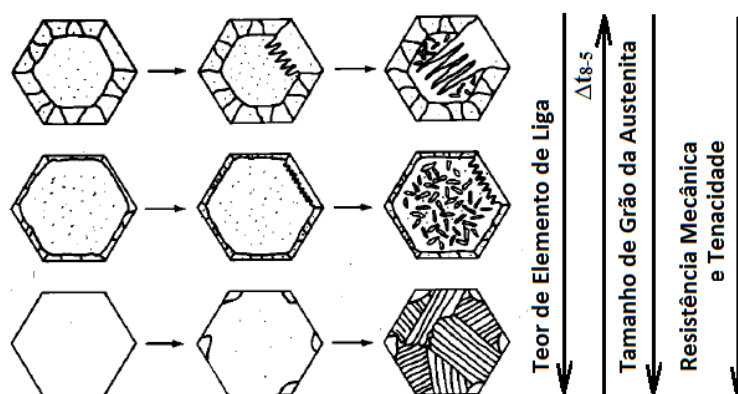


Figura 9 - Esquema mostrando o efeito do teor de elementos de liga, da velocidade de resfriamento, do tamanho de grão da austenita, na resistência mecânica e tenacidade.

Fonte: adaptado de Kou, 2003

Na Figura 10, Kou (2003) apresenta as microestruturas encontradas nos aços baixo carbono e microligados, após processo de resfriamento contínuo.

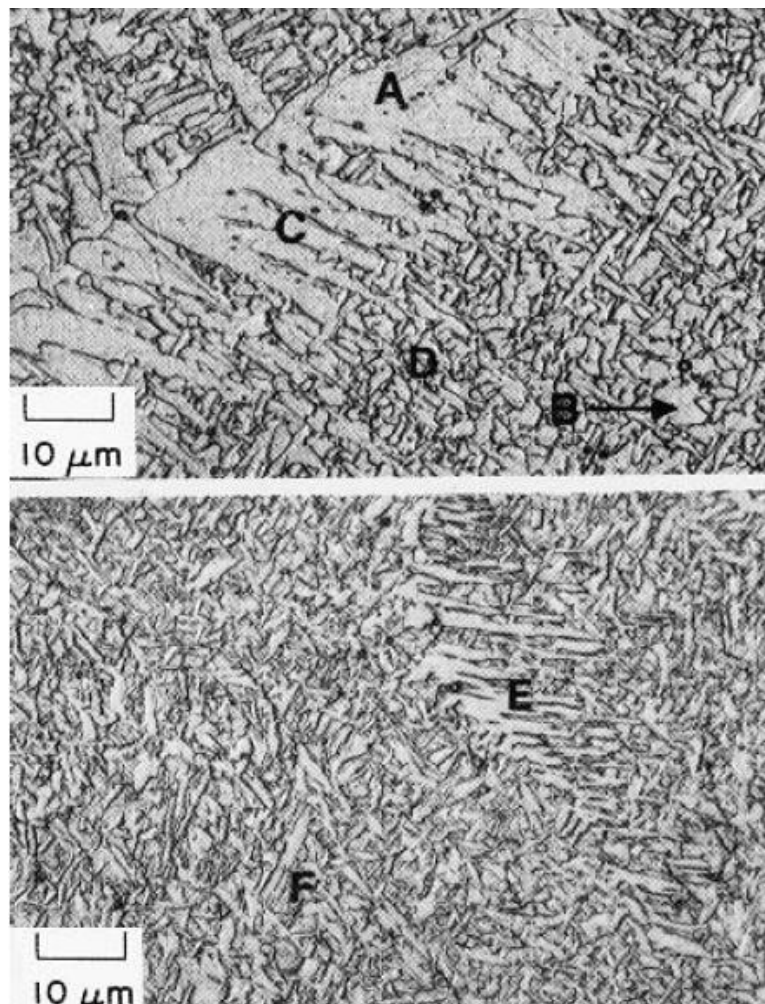


Figura 10 - Microestruturas típicas de zonas fundidas em aços microligados: A – Ferrita Primária de Contorno de Grão (PF(G)); B – Ferrita Poligonal Intragranular (PF(I)); C – Ferrita com Segunda Fase Alinhada (FS(A)); D – Ferrita Acicular (AF); E – Bainita Superior (UB); e F – Bainita Inferior (LB).

Fonte: Kou, 2003

Ventrella, Ferreira e Alcântara (2001) apresentam uma descrição das microestruturas encontradas no aço API 5L-X70, a qual é baseada fundamentalmente em observações feitas com microscopia óptica e na relação constituinte-tenacidade, conforme segue:

- a) Ferrita Primária de Contorno de Grão - PF(G): é o primeiro produto a se formar na decomposição da austenita, formando-se a taxas de resfriamento muito lentas;
- b) Ferrita Poligonal Intragranular - PF(I): aparece na forma de grãos, normalmente poligonais, e nucleia quase que exclusivamente no interior dos grãos austeníticos;

c) Ferrita Acicular – AF: constituinte que se apresenta na forma de grãos extremamente finos de ferrita não paralelas, nucleando-se no interior do grão da austenita;

d) Ferrita com Segunda Fase Alinhada - FS(A): constituinte formado por grãos grosseiros e paralelos que crescem ao longo de um plano, formando duas ou mais ripas de ferrita paralelas;

e) Ferrita com Segunda Fase Não Alinhada - FS(NA): formada por ferrita circundando microconstituintes ou ripas de ferrita acicular; não se apresentando em forma paralela como a FS(A).

Conforme Kou (2003), é desejável que a zona fundida obtenha a ferrita acicular, pois é esta microestrutura que garante o aumento da tenacidade desta região. A Figura 11 mostra o aumento da tenacidade através do aumento da quantidade de ferrita acicular.

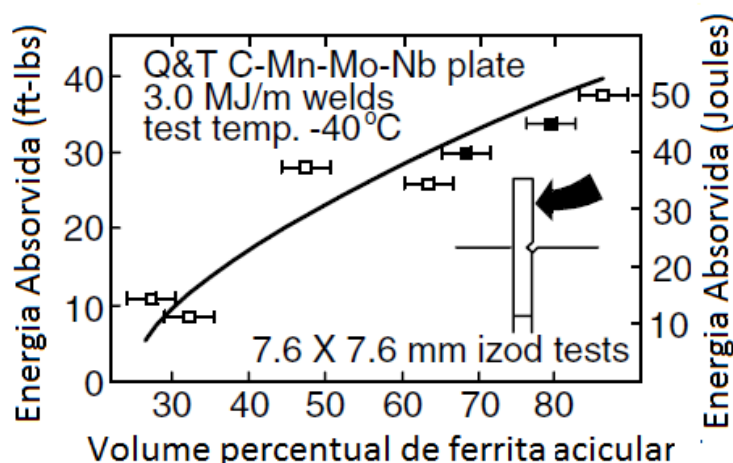


Figura 11 - Gráfico apresentando o aumento da tenacidade através do aumento da quantidade de ferrita acicular.
Fonte: Kou, 2003

3.8 SOLDAGEM PLASMA (PAW)

O Processo de soldagem Plasma (Plasma Arc Welding – PAW) pode ser definido como uma soldagem a arco com gás de proteção, onde a coalescência do metal é obtida através da transferência de calor de um arco elétrico formado entre um eletrodo de tungstênio e a peça. Por sua vez, o arco é constrito através de um bocal constritor de cobre que tem a função de colimar o arco elétrico. O plasma é formado pela porção do gás de plasma que atravessa o orifício do bocal constritor. Pode ser utilizada a soldagem autógena (sem metal de adição) ou com alimentação de arame (ASM Handbook, 1993).

Dentro dos processos de soldagem a arco elétrico, o processo Plasma tem como sua característica principal a elevada densidade de energia. Este processo é derivado do processo de soldagem TIG, possuindo algumas semelhanças, porém com maior densidade de energia, obtidas pela constrição do arco elétrico através do bocal constritor, resultando em temperaturas mais elevadas em regiões mais distantes da tocha. A Figura 12 apresenta a distribuição de temperaturas no arco TIG (lado esquerdo) e no arco Plasma (lado direito).

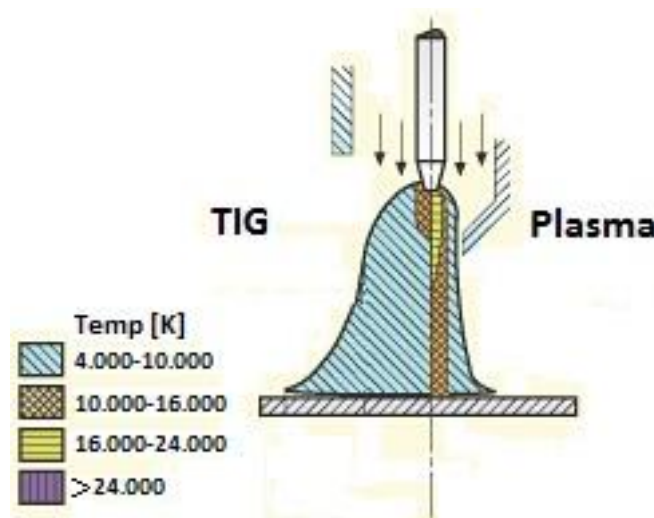


Figura 12 - Distribuição de temperatura do arco TIG e do arco Plasma.

A origem do nome do processo Plasma é oriunda do conceito de Plasma: “um gás quando aquecido a uma temperatura elevada, e suficientemente ionizado, pode conduzir eletricidade e ser capaz de sustentar um arco elétrico”. Na realidade outros processos a arco utilizam-se do plasma, porém nenhum deles com densidade de energia tão elevada quanto à obtida pela constrição do arco elétrico. Os equipamentos básicos do processo Plasma podem ser visualizados na Figura 13, sendo composto por uma fonte de soldagem, um módulo plasma, uma tocha plasma, gás de proteção e gás de plasma.

Segundo Richetti (2003), em processos de soldagem a arco, a profundidade de penetração e o perfil da solda estão relacionados com os efeitos mecânicos e térmicos produzidos pelo arco elétrico incidindo no metal. Os efeitos mecânicos são pronunciados quando o arco é constrito, fazendo com que a coluna de plasma atinja a peça promovendo grande deslocamento de volume de metal fundido.

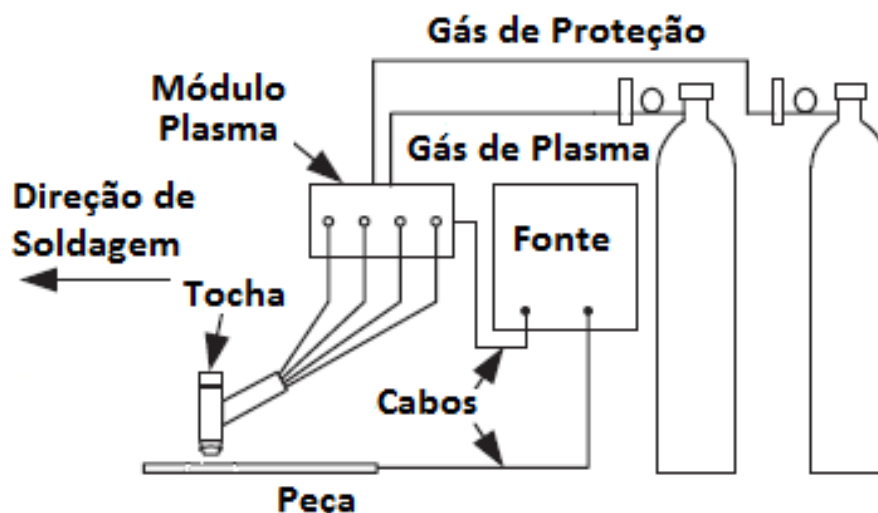


Figura 13 - Equipamentos básicos do Processo Plasma.
Fonte: Adaptado de Kou, 2003

Com o processo de soldagem Plasma é possível soldar uma grande faixa de espessuras graças a duas formas distintas de modos de operação, denominados de “*melt-in*” e “*keyhole*” (ASM Handbook, 1993).

3.8.1 Soldagem Plasma – *Melt-in*

O modo *melt-in* possui uma poça de fusão semelhante ao processo TIG, onde a poça de fusão tem uma forma de calota esférica na região de incidência do arco. ASM Handbook (1993)

3.8.2 Soldagem Plasma – *Keyhole*

Conforme ASM Handbook (1993), no modo *keyhole* o arco penetra totalmente no material da peça formando um furo que atravessa a espessura da mesma. Com o deslocamento da tocha, a poça de fusão segue no entorno da coluna de plasma, enquanto que o material atrás do *keyhole* é solidificado. A Figura 14 mostra a tocha de soldagem Plasma e as características do cordão de solda resultante.

O modo de soldagem *keyhole* não é obtido exclusivamente pelo processo Plasma. Os processos de soldagem como o LBW (*Laser Beam Welding*) e o EBW (*Electron Beam Welding*) também obtêm este modo de operação. No entanto, conforme Wu, Jia e Chen (2010), o *keyhole* produzido pelo processo Plasma é o que possui menor custo e menores requisitos quanto a preparação da junta, quando comparado aos processos LBW e EBW.

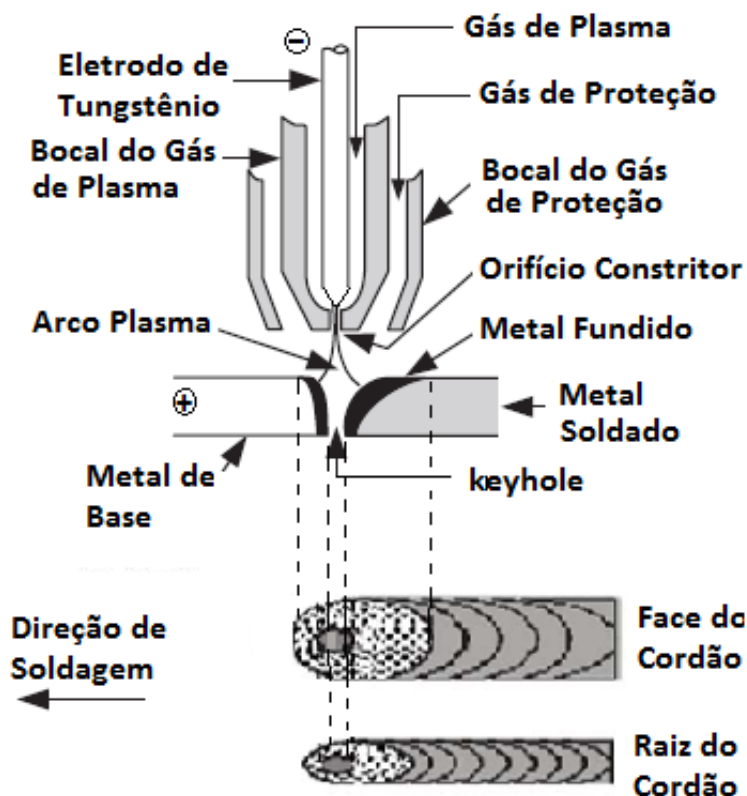


Figura 14 - Detalhes da tocha e da poça de fusão.

Fonte: Adaptado de Kou, 2003

Conforme Wu, Jia e Chen (2010), a faixa de operação dos parâmetros quando se utiliza o modo *keyhole* é estreita, especialmente a faixa de corrente empregada. Se a corrente for um pouco abaixo do ideal, o *keyhole* pode se fechar, enquanto que, se a corrente for levemente acima do ideal, o *keyhole* aumenta a quantidade de calor introduzido, causando a falta de sustentação e, conseqüentemente, o desprendimento do metal fundido.

Conforme Zhang e Zhang (1999), uma vez estabelecido o *keyhole*, o aumento da corrente de soldagem ou a redução da velocidade não altera o diâmetro do “furo” do *keyhole*. A variação destes parâmetros acima ou abaixo de uma faixa ideal de operação acarreta o corte da junta ou a não formação do *keyhole*, respectivamente. Isto implica que o diâmetro do *keyhole* não deve ser usado como indicação da estabilidade do processo ou da variação de algum parâmetro. O diâmetro do *keyhole* também é independente da penetração obtida.

Segundo Díaz (1999), a soldagem Plasma com a técnica *keyhole* é possível soldar aço inoxidável com espessuras de até 7 mm, em único passe com chanfro em “I”.

3.8.3 Dimensionamentos do Chanfro

Quando o processo Plasma-*keyhole* é utilizado, o ASM Handbook (1993) indica o uso de chanfro em “V” para espessuras maiores que 6 mm, sendo que o ângulo de chanfro deve variar entre 60° e 90°. Indica também, que a altura de face de raiz (A.f.r) seja menor que 6 mm.

3.8.4 Volume da Zona Fundida pelo Processo Plasma-Keyhole

Para estimar a quantidade de metal base que sofreu fusão pela passagem do *keyhole*, pode ser empregado o método apresentado no trabalho de Wu, Wang e Zhang (2006). O método chama-se de “Cone Tridimensional de Calor Modificado” (MTDC), o qual considera que a região fundida pelo *keyhole* é aproximadamente similar a um cone. Este mesmo método também estima o valor da quantidade de energia introduzida na peça na região onde o *keyhole* promoveu o derretimento, ou seja, no cone supracitado. A Figura 15 mostra a representação da área de seção transversal da região fundida (a); e a distribuição de calor (b), onde o eixo cartesiano “Z” representa a espessura da peça, o eixo cartesiano “X” identifica a direção transversal à direção de soldagem e o eixo cartesiano “Y” representa a direção de soldagem.

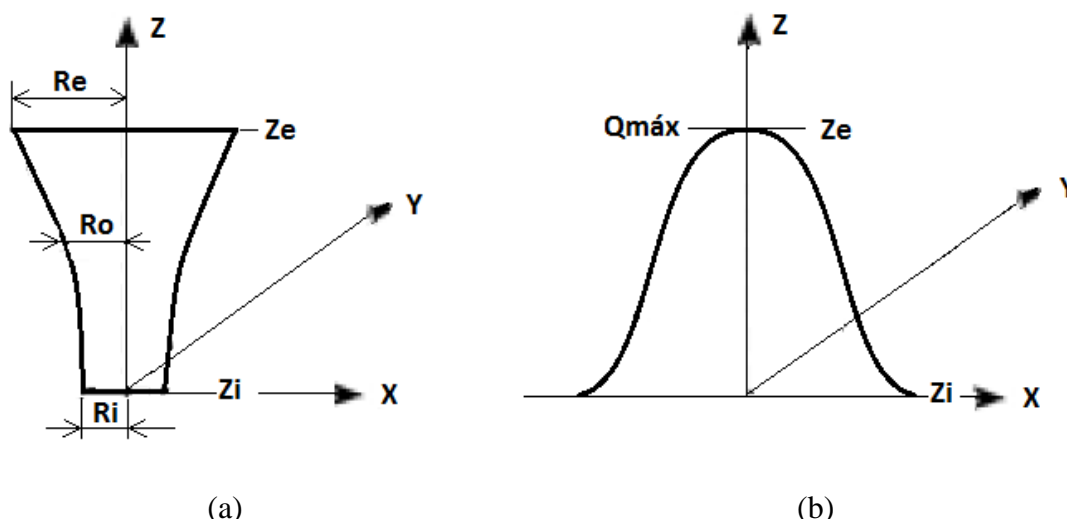


Figura 15 - Processo Plasma modo *keyhole*. (a) Seção transversal da região fundida; e (b) Distribuição de calor conforme a espessura da peça.

Fonte: Adaptado de Wu, Wang e Zhang, 2006

Para estimar o tamanho da zona fundida, Wu, Wang e Zhang (2006) propõem as Equações 3, 4 e 5, conforme segue:

$$Ro(z) = a \cdot \ln z + b \quad (3)$$

$$a = \frac{Re - Ri}{\ln Ze - \ln Zi} \quad (4)$$

$$b = \frac{Ri \ln Ze - Re \ln Zi}{\ln Ze - \ln Zi} \quad (5)$$

Onde:

Ze – face superior da peça.

Zi – face inferior da peça.

$Ro(z)$ – distância entre centro do *keyhole* e o limite da região fundida, em determinada altura “ z ”.

Re – Distância entre centro do *keyhole* e o limite da região fundida, considerando a face superior da peça (Ze).

Ri – Distância entre centro do *keyhole* e o limite da região fundida, considerando a face inferior da peça (Zi).

$Q_{máx}$ – Máxima quantidade de energia transferida à peça.

A área fundida é obtida através da Equação 6, originada pela integração da Equação 3:

$$A = a \int_{Zi}^{Ze} \ln z + b(Ze - Zi) \Rightarrow A = a(z + z \ln z)_{Zi}^{Ze} + b(Ze - Zi) \quad (6)$$

A Figura 15 (b) mostra a quantidade de calor cedido à peça durante a soldagem empregando *keyhole*. Considerando um chanfro em “I” (sem bisel), então Zi refere-se a superfície inferior da peça, enquanto que Ze refere-se a superfície superior da mesma, ou seja, a própria espessura da peça. Sendo assim, na superfície superior, onde ocorre a incidência do jato de plasma, ocorre a maior energia ($Q_{máx}$) e consequentemente as maiores temperaturas. Segundo Wu, Wang e Zhang (2006), o gradiente de calor cedido ocorre de forma Gaussiana. O valor da quantidade de calor cedido a peça não será abordado por este trabalho.

3.8.5 Princípios de Operação

O funcionamento do processo Plasma segue uma sequência definida para que o arco possa se estabelecer. Inicialmente, os fluxos de gás de Plasma e de proteção são liberados e o

ignitor de alta frequência é acionado. Segundo Oliveira (2001), o ignitor é responsável em gerar picos de tensão capaz de fornecer condições para a formação de um arco elétrico de baixa intensidade, chamado do “arco piloto”. O arco piloto é estabelecido entre o eletrodo não consumível e o bocal constritor, e sua energia é suficiente para aquecer e ionizar o gás de Plasma. Neste momento, se aumentarmos a corrente do arco piloto, maior energia é liberada ao gás, fazendo com que exista um fluxo contínuo de plasma de alta energia. Para este tipo de condição, o arco é denominado de “não transferido”. A soldagem Plasma a arco não transferido é utilizada em peças que não conduzam eletricidade, sendo que a coalescência ocorre pelo calor do jato de gás que incide na superfície.

Outra forma de utilizar o processo Plasma é a modalidade chamada de arco transferido ou arco principal (Figura 16). Neste caso, o jato de plasma age como um condutor elétrico entre o eletrodo e peça e, conforme Richetti (2003), o arco transferido promove o deslocamento do metal fundido, possibilitando o modo de operação *keyhole*.

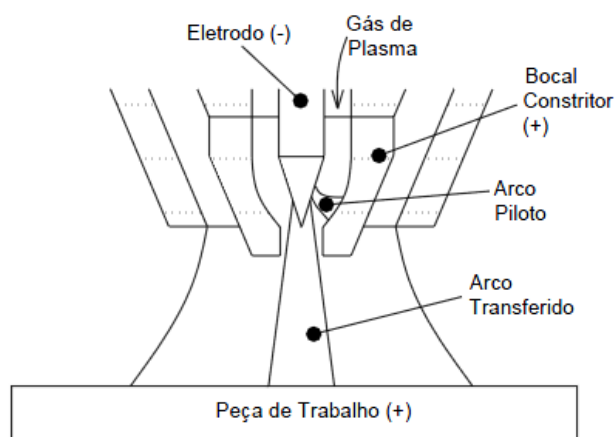


Figura 16 - Representação esquemática do Arco piloto e do Arco Transferido.

Fonte: Oliveira, 2001

3.8.6 Parâmetros de Soldagem do Processo Plasma

3.8.6.1 Recuo do eletrodo

Conforme descrito por Santos (2003), a distância entre a ponta do eletrodo não consumível e a superfície externa do bocal constritor é chamado de recuo do eletrodo. Este parâmetro influencia o grau de constrição do arco e, conseqüentemente, altera a rigidez do arco e a penetração da solda. Com a redução da distância de recuo do eletrodo, obtêm-se

cordões de solda mais largos e com menor penetração. A Figura 17 mostra este e outros parâmetros de soldagem Plasma.

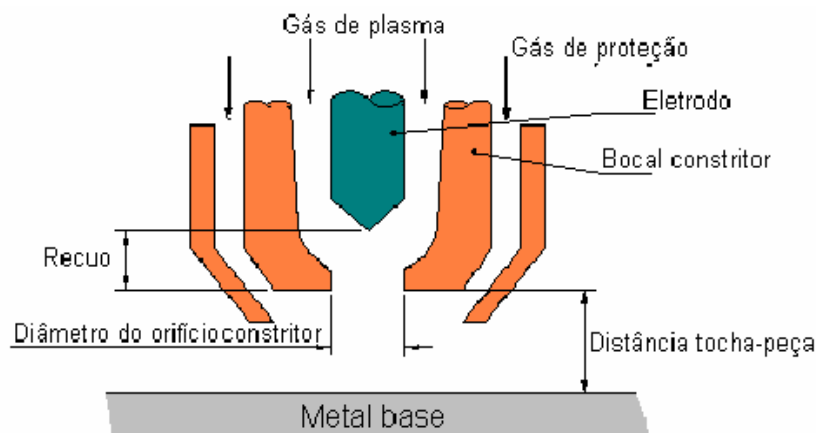


Figura 17 - Identificação do Recuo do eletrodo e a configuração do bocal de soldagem Plasma.
Fonte: Díaz, 1999

3.8.6.2 Diâmetro do orifício constritor

Segundo Díaz, Dutra e Gohr Jr. (2002), o bocal da tocha Plasma possui um orifício centralizado (Figura 17) onde o arco elétrico e o gás de plasma atravessam. O diâmetro deste orifício determina o grau de constrição do arco, influenciando, desta forma, a energia por unidade de área ou rigidez do arco. Outra influência deste parâmetro refere-se ao valor de corrente empregado no processo, correlacionando-se de forma que, quanto maior o diâmetro, maior a corrente e vice-versa. Quando se utiliza correntes elevadas e diâmetro do orifício pequeno deve-se atentar em fornecer um fluxo de gás de Plasma suficiente para ajudar a resfriar o bocal constritor e evitar a sua deterioração.

3.8.6.3 Distância Tocha–Peça (DTP)

Segundo Díaz (1999), utilizando-se o processo Plasma-keyhole com um valor de recuo de eletrodo adequado, a soldagem não é fortemente afetada pela DTP devido ao alto grau de constrição do arco, conforme Figura 12. Segundo Oliveira (2001), na literatura existe poucos trabalhos que trazem informações sobre os valores de DTP. No trabalho de Paula Jr. e Dutra (1998), os autores utilizaram o valor de 4,0 mm para a DTP, na soldagem de chapa em aço carbono ABNT 1020 com espessuras de 4,8 mm e 6,4 mm. Neste mesmo trabalho, os autores

empregaram $DTP = 5,0$ mm para o passe de raiz de chapas com espessuras de 10 mm e 25,4 mm com chanfro em “V”, adotando altura de face de raiz de 6 mm e abertura de raiz nula. Em todas as configurações, Paula Jr. e Dutra (1998), obtiveram penetração total.

Conforme Santos (2003), a DTP afeta a geometria do cordão de solda do seguinte modo, quanto maior esta distância, maior a largura do cordão e menor a penetração do mesmo. E ainda, a DTP deve ser analisada em conjunto com o recuo do eletrodo e do diâmetro do orifício constritor.

3.8.6.4 Ângulo da ponta do eletrodo

Na literatura, normalmente, mede-se a influência do ângulo de ponta do eletrodo através da profundidade de penetração do cordão de solda. O trabalho de Takano, Queiroz e D’Oliveira (2008) apresenta esta influência e mostra que quanto maior o ângulo de ponta maior a densidade de energia, isto porque o arco se torna menos cônico, conforme pode ser observado na Figura 18.

No trabalho realizado por Paula Jr. e Dutra (1998) utilizando Plasma-keyhole, não se conseguiu abertura de arco com ângulos superiores a 60° . Oliveira (2001) traz uma explicação para este fenômeno Segundo o autor, o aumento do ângulo de ponta do eletrodo conduz a uma condição em que o ponto preferencial para a abertura do arco piloto (ponta do eletrodo) é substituído por pontos da região lateral do mesmo. Isto acarreta, em algumas situações, dificuldade para a abertura do arco piloto pelo fato da região lateral do eletrodo possuir vários pontos preferenciais (igualmente distantes do bocal constritor), o que torna difícil a existência de um único ponto de emissão de elétrons.

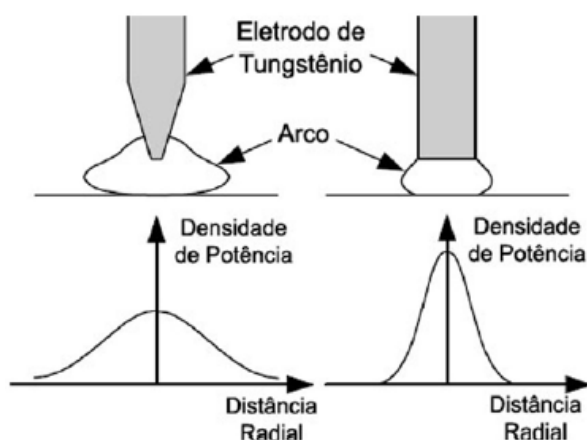


Figura 18 - Ângulo da ponta do eletrodo Plasma. (Fonte: Takano, Queiroz e D’Oliveira, 2008 apud Kou, 2003)

3.8.6.5 Composição e Vazão do Gás de Plasma

Conforme Oliveira (2001), o Argônio é o gás de Plasma utilizado na soldagem acima de 20 A. O Argônio é relativamente barato e facilmente encontrado no comércio, promove uma boa abertura do arco piloto e cordões de solda de qualidade. Os valores usuais da vazão de Argônio como gás de plasma, para aplicações de soldagem e deposição, estão na faixa de 0,25 a 5,0 l/min.

Conforme Takano, Queiroz e D' Oliveira (2008), o aumento da velocidade do gás de Plasma resulta no aumento da penetração devido o aumento da rigidez do arco.

Em testes realizados aplicando a técnica *keyhole* com corrente pulsada, em chapa de aço carbono de 3,5 mm de espessura, Díaz, Dutra e Gohr Jr. (2002) determinaram a vazão de 2,0 l/min como sendo a que produziu solda de melhor qualidade. Este valor de vazão é confirmado por Paula Jr. e Dutra (1998) em condições similares ao trabalho de Díaz, Dutra e Gohr Jr. (2002), porém, no trabalho de Paula Jr. e Dutra (1998), é comentado que, a utilização de corrente contínua constante, a vazão de gás de Plasma necessária ficou reduzida para 1,4 l/min.

3.8.6.6 Composição e Vazão do Gás de Proteção

Nas aplicações de soldagem e deposição com o Processo Plasma, utiliza-se frequentemente o mesmo gás de proteção e de plasma. Podem ser utilizados gases ativos como gás de proteção no processo Plasma devido a atmosfera inerte promovida pelo gás de Plasma o qual protege o eletrodo de tungstênio. Oliveira (2001) utilizou com sucesso uma mistura de Ar + 4% CO₂ como gás de proteção do processo Plasma, onde o principal efeito do gás ativo foi o aumento da molhabilidade e da largura do cordão. Díaz, Dutra e Gohr Jr. (2002) e Paula Jr. e Dutra (1998) utilizaram argônio puro para os gases de plasma e de proteção e em seus trabalhos com Plasma *keyhole*.

3.8.6.7 Velocidade de Soldagem Plasma

A velocidade de soldagem é a taxa de deslocamento do arco ao longo junta, tendo influência direta na energia de soldagem. Quanto maior a velocidade, menor a quantidade de calor cedida por unidade de comprimento. O controle da velocidade de soldagem permite o controle da penetração e a largura do cordão independentemente da corrente de soldagem. Normalmente, a velocidade e a corrente de soldagem são selecionadas em conjunto para

proporcionar a penetração desejada. Este parâmetro influencia diretamente a penetração e estabilidade do *keyhole*.

3.8.6.8 Tipo de Corrente Plasma

No Processo Plasma a corrente contínua pode ser constante ou pulsada. Conforme Díaz , Dutra e Gohr Jr. (2002), a corrente contínua pulsada restringe ainda mais a faixa de trabalho dos parâmetros de soldagem, devido a dificuldade de estabilidade do *keyhole* e da poça de fusão. A utilização de um ou de outro tipo de corrente depende de uma análise mais criteriosa, pois nem sempre o processo com melhor controle da poça de fusão é necessário.

Nos trabalhos realizados por Paula Jr. e Dutra (1998) e Díaz, Dutra e Gohr Jr. (2002), a aplicação de corrente pulsada na técnica *keyhole* não teve resultados tão expressivos e seu uso é questionável. Os fatores que contaram contra seu uso são: a redução da velocidade de soldagem e o maior número de parâmetros a ser definido.

3.9 SOLDAGEM PLASMA COM ALIMENTAÇÃO DE ARAME

Pode-se adicionar arame ao processo Plasma se o objetivo for preencher um chanfro de solda, modificar a composição química da junta por questões metalúrgicas ou melhorar a morfologia do cordão de solda, aumentando o reforço e reduzindo mordeduras. Normalmente a adição de material ocorre à frente da tocha, em relação ao deslocamento, conforme observado na Figura 19. No entanto, para empregar a alimentação de arame é necessário o aumento da corrente de soldagem em até 30% para a manutenção do *keyhole* e uma boa penetração, visto que, parte da energia do arco elétrico é gasta na fusão do arame (Richetti, 2003).

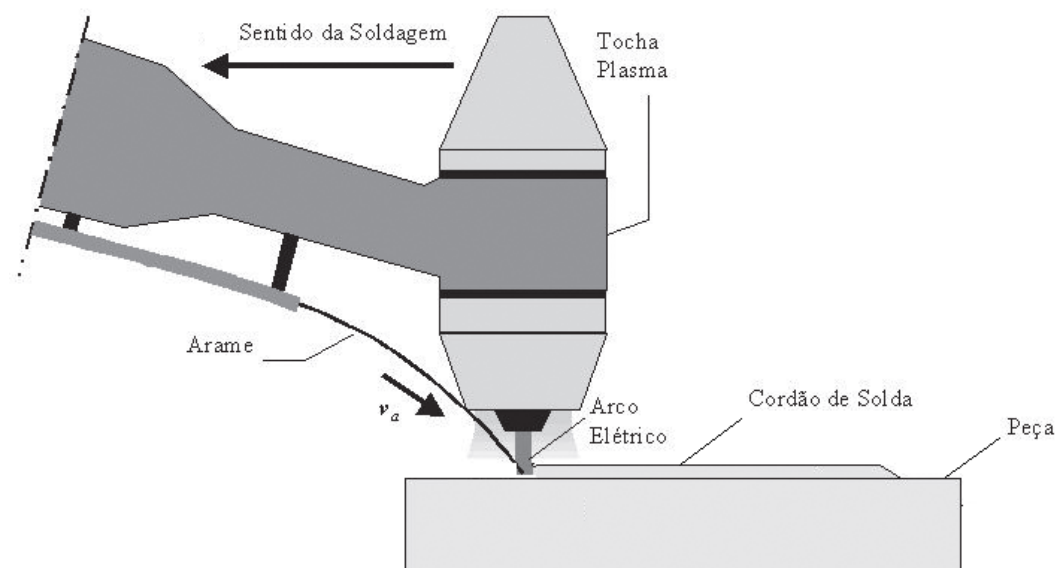


Figura 19 - Ilustração do processo Plasma com adição de arame.
 Fonte: adaptado de Bonacorso e Dutra, 2007

3.10 PROCESSO MIG/MAG

Segundo a AWS (1990), o processo de soldagem MIG/MAG baseia-se no estabelecimento de um arco elétrico entre arame-eletrodo e a peça metálica, onde o arame metálico é alimentado continuamente. O calor gerado pelo arco funde a ponta do eletrodo e a superfície do metal de base para formar a poça de fusão, a qual é protegida do ar atmosférico por intermédio de um gás de proteção. O processo pode ser semiautomático, mecanizado ou automático. Todos os metais comercialmente importantes, tais como, aços carbono, aços ligados, aços inoxidáveis, alumínio, cobre e suas ligas, níquel e suas ligas, podem ser soldados através deste processo.

A Figura 20 (a) apresenta os equipamentos básico do processo MIG/MAG e a Figura 20 (b) mostra detalhes da tocha MIG/MAG e a poça de fusão formada pelo processo.

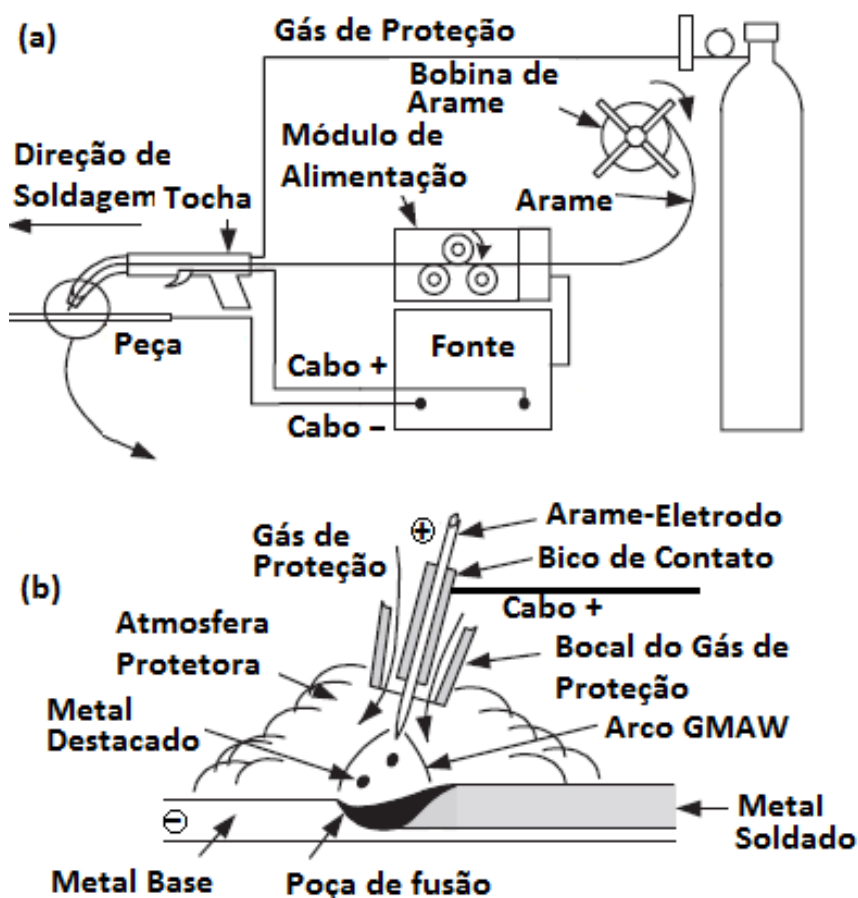


Figura 20 - Processo GMAW (a) Equipamentos do Processo. (b) Detalhes da tocha GMAW e do funcionamento do processo.

Fonte: Adaptado de Kou, 2003

3.10.1 Princípios de Operação

Após o ajuste das variáveis do processo MIG/MAG, o equipamento mantém as características do arco através da auto-regulagem dos parâmetros elétricos. Se a soldagem for semi-automática, o operador controla unicamente a velocidade e direção de soldagem, e também o posicionamento da tocha.

As variáveis que são ajustadas em uma fonte de soldagem operando em modo de tensão constante é a própria tensão de soldagem e a velocidade de alimentação. Nesta configuração, a fonte se encarrega automaticamente de modificar a corrente de soldagem para manter as variáveis citadas constantes.

Conforme Nilo Jr. (2003), dentre as variáveis que influenciam nas características do cordão de solda, destacam-se a corrente de soldagem, a tensão, a velocidade de soldagem, o

comprimento (*stick-out*) e diâmetro do arame-eletrodo, a inclinação da tocha de soldagem, o gás de proteção e a velocidade de alimentação do arame.

3.10.2 Variáveis de Soldagem do Processo MIG/MAG

3.10.2.1 Corrente

Conforme Oliveira (2006), as fontes eletrônicas são capazes de controlar a forma de onda da corrente o que trouxe novas possibilidades aos processos TIG, Plasma e MIG/MAG. A corrente de soldagem do processo MIG/MAG pode ser contínua constante ou contínua pulsada, sendo que o emprego da corrente pulsada objetiva-se principalmente o controle sobre o modo de transferência metálica.

A corrente de soldagem tem influência na taxa de deposição, no modo de transferência metálica e nas características geométricas do cordão. Sendo assim, a corrente vai depender da espessura das peças a serem unidas, do diâmetro do eletrodo e das características desejadas dos cordões de solda (Nilo Jr., 2003).

3.10.2.2 Tensão de Soldagem

A tensão é considerada como um dos parâmetros mais influentes neste processo, por afetar tanto o modo de transferência metálica (de forma indireta) quanto a geometria do cordão de solda. A tensão de soldagem e o comprimento do arco estão diretamente relacionados sob o mesmo aspecto, ou seja, baixas tensões tenderão a produzir baixos comprimentos de arco. O aumento da tensão do arco provoca maior largura, redução da penetração, menor altura do cordão e melhor molhabilidade. Já o comprimento muito grande tende a oscilar e a causar um cordão de penetração e largura irregulares. Conforme o valor da tensão utilizada, determinados tipos de defeitos poderão ser introduzidos. Desta forma, valores elevados poderão gerar porosidades, excesso de respingos e mordedura. Valores baixos favorecem o aparecimento de sobreposições e instabilidades no arco (Wainer, Brandi e Mello, 1992).

3.10.2.3 Velocidade de Alimentação

A velocidade de alimentação do arame determina o fluxo de corrente, sendo, portanto, uma variável importante no processo MIG/MAG. Wainer, Brandi e Mello (1992) mostram que existe uma relação direta entre a velocidade do arame e a corrente de soldagem e uma

relação inversa destas com o comprimento de arco, para uma mesma tensão. Assim, sua correta utilização faz-se necessária para garantir cordões com boas características geométricas e ausentes de defeitos. Altas velocidades de alimentação resultam em altas correntes de soldagem, o que pode acarretar o aparecimento de mordeduras e deformações no metal de base. Baixas velocidades acarretam a falta de penetração, a falta de fusão entre passes e um formato irregular dos cordões de solda.

3.10.2.4 Velocidade de Soldagem

A velocidade de soldagem é determinante na escolha da corrente em todos os processos de soldagem a arco. Velocidades de soldagem elevadas promovem baixa penetração, cordões estreitos devido à diminuição do molhamento, instabilidade do arco elétrico e o surgimento de defeitos de soldagem, entre elas, mordeduras e porosidades.

3.10.2.5 Ângulo de Ataque

Para o correto posicionamento da tocha de soldagem, é necessária a definição do plano de ataque. O plano de ataque forma-se perpendicularmente ao plano do metal base, passando pelo eixo do cordão de solda. O ângulo de ataque da tocha é formado neste plano e é considerado puxando se sua inclinação é concordante com o sentido de deslocamento da soldagem, ou empurrando se é discordante deste sentido.

Segundo o *Welding Handbook* (1991), o ângulo de ataque determina a direção na qual a força do arco é aplicada na poça de fusão. O direcionamento da força do arco é utilizado para auxiliar na configuração desejada do cordão de solda. Com a utilização do gás de proteção em soldas planas, é usual o emprego de um ângulo de deslocamento entre 2° a 15° em ângulo positivo, o que auxilia em uma maior penetração do cordão de solda e na formação de um reforço convexo. A Figura 21 ilustra o ângulo de ataque em relação ao sentido de soldagem e descreve as principais características da soldagem.




Ângulo	Características	Soldagem
Ângulo de Ataque - Empurrando	<ul style="list-style-type: none"> • Menor penetração • Cordão de solda mais plano • Cordão de solda mais largo 	
Ângulo de Ataque - Puxando	<ul style="list-style-type: none"> • Maior penetração • Cordão de solda mais estreito • Cordão de solda mais convexo 	
Ângulo Neutro	Neste caso, as características de soldagem e do cordão de solda são intermediárias aos dois casos anteriores.	

Figura 21 - Influência do ângulo de deslocamento na soldagem MIG/MAG

Fonte: Adaptado de Nilo Jr., 2003

3.10.2.6 Comprimento do Arame-eletrodo (*Stick-out*) e DBCP

O *stick-out* é o comprimento energizado do arame, medido do bico de contato até a formação do arco elétrico. A variação da DBCP afeta diretamente o tamanho do arame-eletrodo (*stick-out*) e do comprimento do arco elétrico, gerando variações que podem produzir mudanças significativas na corrente e na frequência de transferência metálica (Ferreira Filho, Bálsamo e Ferraresi, 2007).

Quanto maior o *stick-out*, maior é o aquecimento do arame-eletrodo pelo efeito Joule e, conseqüentemente, gera-se baixas penetrações e geometria do cordão inadequada. Outro inconveniente do *stick-out* elevado é a redução da proteção gasosa caso da utilização de baixa vazão de gás de proteção. A Figura 22 identifica as principais características dimensionais e nomenclaturas referentes ao processo MIG.

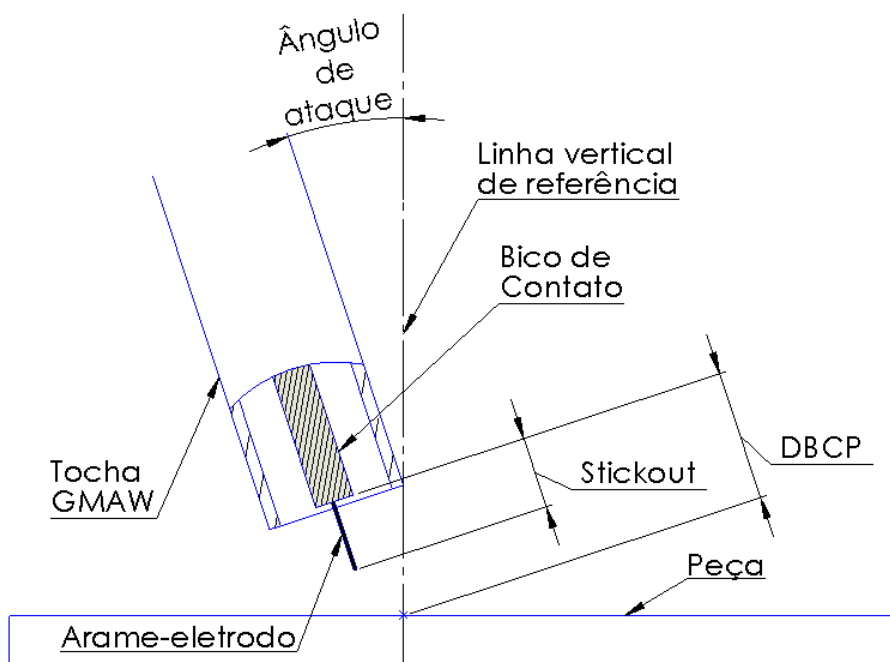


Figura 22 - Vista em corte parcial de uma tocha MIG/MAG, identificando a DBCP, o *Stick-out* e o ângulo de ataque

3.10.2.7 Diâmetro do Arame

Conforme resultados obtidos por Santos, Oliveira e Dutra (2002), quanto maior o diâmetro do arame maior será a corrente necessária para sua fusão e maior a taxa de fusão (kg/h).

3.10.2.8 Composição do Gás de Proteção

Conforme Dalpiaz e Machado (1997), o gás de proteção utilizado na soldagem MIG/MAG influencia nas características do arco, na transferência do metal, na penetração, largura, formato e propriedades mecânicas do cordão, na velocidade máxima de soldagem, na ação de limpeza ou desoxidação da poça de soldagem, nas tendências ao aparecimento de mordeduras e no custo da soldagem. Os gases normalmente utilizados no processo MIG/MAG podem ser inertes (Ar e He), ativos (CO_2 e O_2) ou misturas destes gases.

Por motivos econômicos e de melhores características de transferência metálica na soldagem de aços carbono e de baixa liga, empregam-se misturas de Ar e CO_2 com diversas proporções entre eles.

3.10.3 Modos de Transferência Metálica do Processo MIG/MAG

Conforme Da Silva et al. (2011) apud Scotti (2009), na soldagem MIG/MAG existem quatro tipos de transferência metálica denominadas de curto-circuito, globular, goticular e pulsada. Estes modos são caracterizados pelo tamanho e frequência de destacamento das gotas fundidas. Os modos de transferência estão associados a diversos fatores, incluindo o nível de corrente, diâmetro do arame, comprimento do arco, nível de tensão, características da fonte de energia e gás de proteção. Os três primeiros tipos citados anteriormente são classificados como modos de transferência naturais, enquanto que o quarto modo é considerado como controlado, conforme Figura 23 e descritas a seguir:

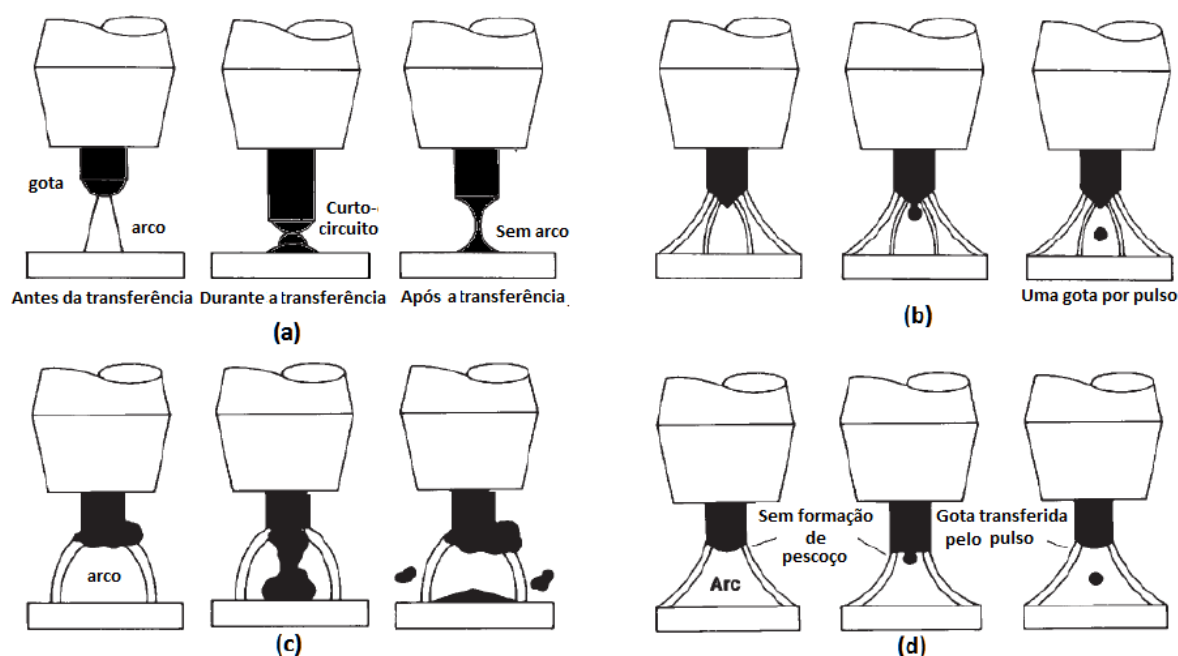


Figura 23 - Modos de transferência metálica na soldagem MIG/MAG. (a) Curto-circuito, (b) Pulsado, (c) Globular e (d) Goticular ("Spray").

Fonte: Da Silva et al., 2011 apud Scotti, 2009

- **Transferência Globular** - Se caracteriza pela deposição de gotas de metal fundido com grandes diâmetros e com forma irregulares, as quais tendem a acumular na ponta do arame-eletrodo. É o modo de transferência mais indesejado na soldagem MIG/MAG. A gota é destacada principalmente pela força da gravidade, formando uma superfície irregular e respingos. Como consequência dos tamanhos das gotas, o processo é geralmente limitado a posição plana e horizontal.

- **Transferência Curto-circuito** - No curto-circuito, formam-se gotas fundidas na ponta do eletrodo e na poça de fusão, extinguindo o arco. Devido as forças de tensão superficial da

poça de fusão que puxam o metal fundido do eletrodo e reacendendo o arco. Este processo é repetido cerca de 100 vezes por segundo, fazendo parecer que o arco é constante aos olhos humanos. Este tipo de transferência produz soldas de melhor qualidade e com menos respingos em relação ao modo globular, permitindo soldagem em todas as posições.

- Transferência Goticular (“Spray”) – Este modo foi o primeiro a ser utilizado na soldagem MIG/MAG. É caracterizado por gotas muito pequenas que são destacadas pela alta frequência, com resultado do uso de elevadas correntes (elevadas forças eletromagnéticas).

- Transferência por Arco Pulsado (P-GMAW) – Com este modo de transferência é possível obter uma sequência de pequenas gotas destacadas de uma forma regular. Isto é obtido pulsando a corrente de maneira calculada (frequência e duração). A vantagem deste modo é a regularidade da transferência com baixo aporte de energia.

3.11 DILUIÇÃO

Na soldagem por fusão, a diluição é a parcela de metal base que entra na composição da zona fundida (metal de solda). Em grande parte das aplicações (em aços de baixo carbono) a diluição tem pouca importância no que diz respeito ao comportamento da junta em serviço. No entanto, em algumas aplicações especiais, a diluição se torna determinante no processo, podendo favorecer falhas durante a operação do equipamento (Zeemann, 2003).

Conforme Modenesi, Marques e Santos (2006), a diluição (δ) pode ser obtida através da macrografia da seção transversal, medindo-se a área do metal base fundida e a área total do cordão, conforme Equação 7 e Figura 24.

$$\delta = \frac{A}{A + B} \quad (7)$$

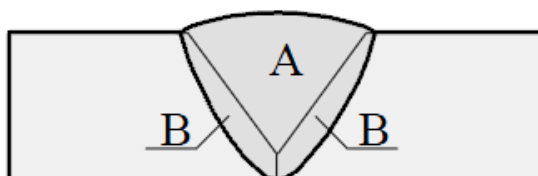


Figura 24 - Medida da diluição em uma seção transversal em uma solda de topo

Em soldagens autógenas (sem adição de material), como por exemplo, o processo Plasma-*keyhole*, a diluição é de 0%, sendo este conceito sem significados práticos para estes tipos de soldagem.

3.12 RENDIMENTO TÉRMICO

Segundo Reis et al. (2011), rendimento térmico de um processo de soldagem (η_t) é a razão entre o calor transferido para o material soldado (Q_{imp}) e a energia elétrica fornecida pela fonte de soldagem (E). Conforme estudo de Schwedersky e Dutra (2011), o rendimento térmico do processo de soldagem MIG/MAG não um parâmetro fixo, sendo alterado conforme o modo de transferência metálica. Os autores afirmam que a transferência metálica no modo curto-circuito foi a que obteve o melhor rendimento (85%), seguido do modo corrente pulsada (77%) e do modo goticular (69%). Os autores atribuem o melhor rendimento térmico do curto-circuito pelo fato da transferência de calor ser mais eficiente, uma vez que, durante o curto-circuito há o contato da gota fundida na ponta do arame com a poça de fusão. O valor de rendimento térmico para o processo MIG/MAG de 85% é encontrado também no trabalho de Reis et. al (2011) apud Fuerschbach (2011).

O trabalho Schwedersky e Dutra (2011) apresenta alguns valores obtidos na literatura para o rendimento térmico do processo Plasma, a saber:

- $\eta_t = 47\% \pm 3\%$ - DuPont e Marder (2011);
- $\eta_t = 60\%$ - Fuerschbach e Knorovsky (1995);
- $\eta_t = 75\%$ - Kusch, Hälsig e Thurner (1991).

O trabalho de Reis et al. (2011) apresenta uma faixa de rendimento térmico do processo Plasma que varia de 45% até 75%.

3.13 RENDIMENTO BRUTO DE FUSÃO

O trabalho de Reis et al. (2011) apresenta o conceito do rendimento bruto de fusão (η_{bf}) o qual é a razão entre o calor que realmente foi utilizado para promover a formação da poça de fusão (Q_f) com a energia elétrica fornecida pela fonte de soldagem (E), conforme

equação (8). Segundo os autores, esta abordagem é importante para avaliar a eficiência de determinado processo em busca de aumento da produtividade, redução do tamanho da zona fundida, redução do consumo de energia e velocidade na execução de cordões de solda. Para a obtenção do valor de Q_f (considerando um comprimento unitário de cordão) chega-se Equação 9:

$$\eta_{bf} = \frac{Q_f}{E} \quad (8)$$

$$Q_f = \rho A_f c_p (T_f - T_0) + \rho A_f L_f \quad (9)$$

Onde:

Q_f - calor gasto para formação da poça de fusão [J/cm]

ρ - densidade [g/cm³]

A_f - área fundida [cm²]

c_p - calor específico [J/g°C]

T_f - temperatura de fusão [°C]

T_0 - temperatura inicial [°C]

L_f - calor latente de fusão [J/g]

Para o aço carbono o trabalho de Reis et al. (2011) emprega o valor de $\rho = 7,87 \text{ g/cm}^3$; $c_p = 0,45 \text{ J/g.}^\circ\text{C}$; $T_f = 1550 \text{ }^\circ\text{C}$; $L_f = 247 \text{ J/g}$.

Para a obtenção do valor da energia elétrica fornecida pela fonte de soldagem aplica-se a Equação 10:

$$E = \frac{IU}{v_s} = \frac{W}{v_s} \quad (10)$$

Onde:

E – Energia elétrica fornecida pela fonte de soldagem [J/cm]

I - corrente de soldagem [A]

U - tensão de soldagem [V]

v_s - velocidade de soldagem [cm/s]

3.14 SOLDAGENS HÍBRIDAS

Recentemente, motivada pela demanda da indústria automobilística, naval, de fabricação e de instalação de tubos, muitas pesquisas estão sendo desenvolvidas no sentido de viabilizar e aprimorar processos de soldagem híbridos. Segundo Dykhno e Davis (2006), um processo híbrido pode ser definido como a combinação de duas fontes de soldagem atuando simultaneamente em um único processo de soldagem.

Dentro dos processos híbridos encontrados na literatura, destaca-se o processo Laser juntamente com um processo a arco, podendo ser: MIG, TIG ou PAW. Outro processo híbrido existente é a combinação entre Plasma e MIG. Este processo é mais simples em relação aos processos híbridos que utilizam Laser.

3.14.1 Soldagem híbrida Plasma-MIG

Conforme Dykhno e Davis (2006), os maiores benefícios do processo híbrido Plasma-MIG com relação ao processo MIG são menor distorção devido a pequena ZTA e um cordão de solda de boa aparência com menos respingos. O processo Plasma-MIG também reduz o tempo de soldagem de peças finas, podendo ser executada em apenas um passe, enquanto que a utilização de processos convencionais seriam necessários múltiplos passes.

Dentro do processo híbrido Plasma-MIG existe basicamente três tipos de tochas que a literatura apresenta, sendo que, dois tipos são as mais utilizadas. É importante diferenciá-las, pois os resultados obtidos apresentam grandes diferenças.

3.14.2 Tochas disponíveis para o processo Plasma-MIG

3.14.2.1 Tocha Plasma-MIG com processos dispostos lateralmente

Conforme Resende (2009) e Oliveira (2006) este tipo de tocha Plasma-MIG foi desenvolvido em meados de 1969, no Laboratório da Philips em Eindhoven na Holanda. Consiste nas duas tochas (Plasma e MIG) dispostas lateralmente onde o arco plasma e o arame eletrodo atravessam o mesmo orifício do bocal (Figura 25).

Na literatura existem poucas informações relacionadas ao uso desta tocha, provavelmente a tecnologia disponível na época não foi capaz de viabilizar o processo para a indústria.

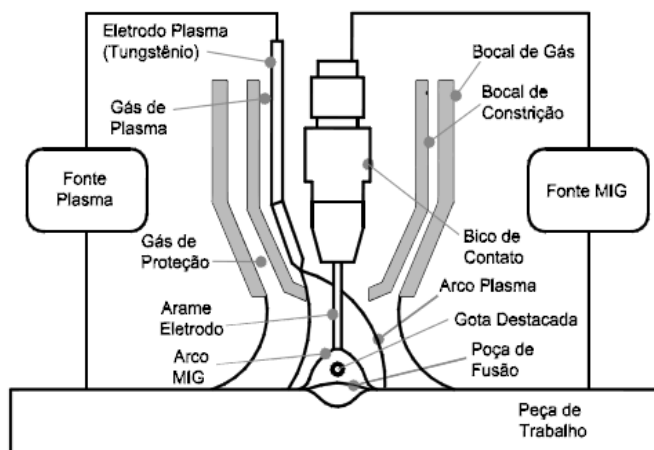


Figura 25 - Desenho esquemático em corte da tocha Plasma-MIG com eletrodo Plasma disposto lateralmente ao processo MIG.

Fonte: Oliveira, 2006

3.14.2.2 Tocha Plasma-MIG com eletrodo Plasma Anelar

Conforme trabalho apresentado por Oliveira (2006), o projeto de uma tocha Plasma-MIG proposta por Essers (1981) utiliza o processo MIG concêntrico à tocha Plasma com eletrodo anelar e compartilhando o mesmo orifício do bocal, conforme Figura 26.

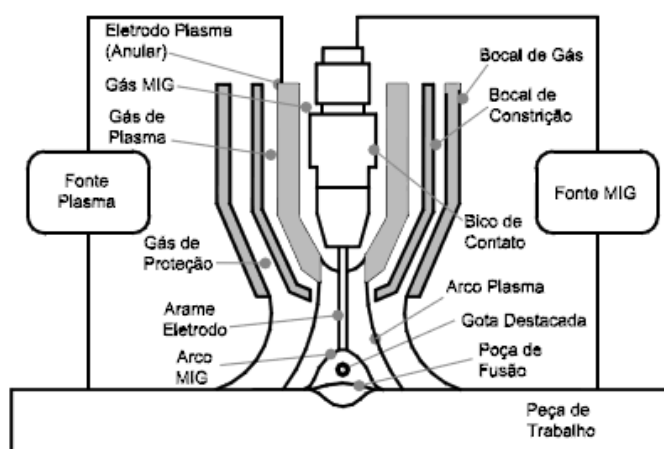


Figura 26 - Desenho esquemático em corte da tocha Plasma-MIG com eletrodo Plasma anelar, envolvendo processo MIG.

Fonte: Oliveira, 2006

Na literatura referente ao processo Plasma-MIG normalmente encontra-se trabalhos que utilizam a tocha com eletrodo Plasma anelar (processos concêntricos). Conforme trabalho de Oliveira (2006), as características geométricas do eletrodo anelar não permitem a utilização de um pequeno diâmetro no orifício constritor devido ao curto circuito entre o eletrodo e o bocal. Com isto, a coluna de plasma não é colimada, apresentando um formato cônico de baixa densidade de energia.

Os resultados obtidos por Resende et al. (2009), utilizando este tipo de tocha, mostram que o aumento da corrente Plasma diminui a penetração do cordão de solda e aumenta sua largura. Isto significa que o processo com esta configuração é adequado para soldagem de chapas finas ou para revestimentos.

3.14.2.3 Tocha Plasma-MIG com associação dos processos

A tocha proposta por Palms (2004), Ignatchenko e Dykhno (2005) e Dykhno e Davis (2006) (Figura 27) apresenta os dois processos (Plasma e MIG) dispostos lado a lado e incidindo numa mesma poça de fusão. Neste conceito, empregam-se tochas semelhantes às originais dos processos envolvido, instaladas próximas, em um mesmo cabeçote de soldagem. Como resultado, tem-se o aumento da velocidade de soldagem em relação ao processo MIG atuando isoladamente.

Conforme Ignatchenko e Dykhno (2005), neste tipo de concepção do processo Plasma-MIG, a inclinação entre as tochas varia entre 0° e 30° e a distância entre a incidência do arcos elétricos deve variar entre 5 e 15 mm.

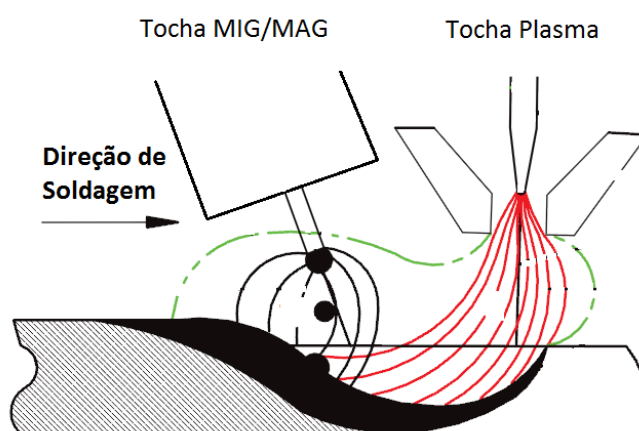


Figura 27 - Soldagem com associação dos processos Plasma e MIG.
Fonte: adaptada de Dykhno e Davis. 2006

3.15 SOLDAGEM TANDEM

Conforme Teixeira (2011) o processo *tandem* é a utilização de dois ou mais arcos elétricos alinhados com a direção de soldagem. Conforme Bohme, Nentwig e Knoch (1996), os processos *tandem* em geral se caracterizam por aumentar a taxa de deposição assim como a velocidade de soldagem. Estes processos também produzem cordões de solda com geometria diferente dos processos de soldagem utilizados de forma isolada.

3.15.1 Processo de Soldagem por Arco Submerso em Tandem

Conforme ASM Handbook (1993) o processo de soldagem por arco submerso pode receber mais de um eletrodo para permitir o aumento da taxa de deposição e da penetração, assim como para prover maior flexibilidade ao processo. Este processo de soldagem com múltiplos eletrodos pode usar uma ou mais fontes de soldagem dependendo da aplicação.

Para obtenção de cordões com maior penetração deve-se utilizar uma fonte de soldagem energizando um bico de contato com dois alimentadores de arame. Neste caso, a proximidade entre os eletrodos aumenta sua capacidade de fusão do segundo arame, e com isto, a penetração aumenta.

Para obtenção de elevadas taxas de deposição utiliza-se de vários eletrodos distantes em torno de 100 mm para produzir poças de fusão separadas.

O processo com mais de um eletrodo admite varias combinações de polaridades (CC e CA) e de fases elétricas para controlar a deflexão do arco na direção desejada.

3.15.2 Processo de Soldagem MIG/MAG em Tandem

Segundo Groetelaars (2005), o processo MIG/MAG em *tandem* é uma variação do processo MIG/MAG convencional, com o objetivo de aumentar a capacidade de produção. O processo é utilizado com dupla alimentação de arame, comumente recebendo o nome de processo MIG/MAG duplo arame, podendo ser de potencial isolado (DAPI) ou potencial único (DAPU). Conforme Motta e Dutra (2001), o MIG/MAG utilizando DAPI possui uma fonte de soldagem para cada arame, possibilitando o controle sobre as variáveis elétricas de cada um dos arames garantindo a maior flexibilidade de soldagem. O primeiro arame em relação ao deslocamento da soldagem é, normalmente, chamado de mestre e o segundo arame de escravo.

De outro lado, o processo MIG/MAG operando no modo DAPU, não possui a controle sobre cada um dos arames. As vantagens do DAPU sobre o DAPI é a maior facilidade de automação, uma tocha mais simples e leve e a possibilidade de uma proximidade entre os arames, resultando na capacidade de dois arcos atuarem sobre a mesma poça de fusão. Conforme Groetelaars (2005) a proximidade entre os arames chega a 4 mm.

3.15.2.1 Influência da Distância e do Ângulo entre as Tochas

No processo MIG/MAG duplo arame, seja operando com potencial isolado ou potencial único, a distância e o ângulo entre as tochas possui uma ampla faixa de operação. Em seu trabalho, Groetelaars (2005) encontrou bons resultados com distância entre tochas de 15 a 45 mm, e ângulos variando entre 0° e 11°, podendo ser puxando ou empurrando.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

A metodologia proposta neste trabalho foi baseada na divisão dos testes de soldagem em três etapas e uma etapa de análise do cordão de solda, conforme segue:

- A Primeira Etapa contempla os testes de soldagem com o processo Plasma-*keyhole*, utilizando placas de teste de aço ABNT 1020 e de aço API 5L-X70;
- A Segunda Etapa contempla os testes de soldagem com o processo MAG utilizando placas de teste de aço API 5L-X70;
- A Terceira Etapa contempla os testes de soldagem com os processos de soldagem Plasma-*keyhole* e MAG em *tandem*, aplicado nas placas de teste de aço API 5L-X70, e utilizando os mesmos parâmetros de soldagem e parâmetros de chanfro da Primeira e Segunda Etapa;
- A Quarta Etapa consiste em ensaios de microdureza e de análise microestrutural nos cordões de solda realizados na Primeira, Segunda e Terceira Etapa.

A metodologia desenvolvida neste trabalho baseou-se nas informações sobre parâmetros de soldagem disponíveis na literatura e empregou-os como ponto inicial dos testes. Na Primeira e na Segunda Etapa, houve alteração de parâmetros de soldagem e parâmetros de chanfro para que os resultados ficassem dentro dos “Critérios de Aceitação” (ver item 4.2). A Terceira Etapa consiste na utilização dos parâmetros definidos nas etapas anteriores, aplicados no processo *tandem*, sem modificação, no intuito de observar as mudanças ocorridas. Neste sentido, o presente trabalho não se utilizou de métodos de desempenho de experimentos para avaliar o grau de influência dos parâmetros que governam os processos Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*, mas sim, buscou-se verificar a possibilidade do seu uso na soldagem de chapas de espessura da ordem de 10 mm, em um único passe, e analisar as diferenças nos cordões soldados com os processos atuando isoladamente e em *tandem*.

4.2 CRITÉRIOS DE ACEITAÇÃO

Para avaliar a qualidade do cordão executado, foram adotados “Critérios de Aceitação” para cada processo, conforme segue:

- i. Plasma-*keyhole*: penetração total.
- ii. MAG: preenchimento total do chanfro e ausência de mordeduras.

Os resultados obtidos pelos processos Plasma-*keyhole* e MAG em *tandem* foram obtidos pelos empregando os parâmetros de soldagem e os parâmetros de chanfro dos processos de soldagem quando atuando isoladamente.

4.3 EQUIPAMENTOS DA BANCADA DE SOLDAGEM

Para ser possível a realização dos testes, a bancada teve que ser customizada para receber os dois processos de soldagem. A Figura 28 mostra a configuração e os componentes da bancada:



Figura 28 - Bancada de Testes de soldagem customizada para receber os dois processos. 01 - Sistema de deslocamento automatizado (1 eixo) BUG-0346-BUG-O Systems; 02 - Sistema de deslocamento automatizado (2 eixos) PRS-1090 - BUG-O Systems; 03 - Fontes de soldagem MTE Digitec 450 - IMC; 04 - Módulo Plasma IMC; 05 - Módulo de Alimentação de Arame STA-20 – IMC; 06 - Tocha GMAW MB501D – ABICOR-BINZEL; 07 - Tocha Plasma modelo PWM-300 - Thermal Dynamics Corporation; 08 - Cilindro de gás com 100% de argônio (Gás de Plasma); 09 - Cilindros da mistura dos gases: 75% argônio e 25% CO₂ (Gás de Proteção do processo Plasma e do processo MAG)

O sistema de deslocamento automatizado (item 01) é responsável pela progressão da soldagem, enquanto que, o sistema referente ao item 02 é utilizado para posicionar as tochas em relação as placas de teste.

Para possibilitar a soldagem, foi construído um suporte com o objetivo de posicionar e prender as placas de teste de forma a não permitir deslocamentos durante os testes. Nos primeiros testes, verificou-se que o suporte não foi suficiente para manter os corpos-de-prova na posição devido a deformação apresentada durante a soldagem, sendo necessário o uso de dois sargentos, um em cada extremo das placas de teste. A montagem final do suporte pode ser observada na Figura 29.

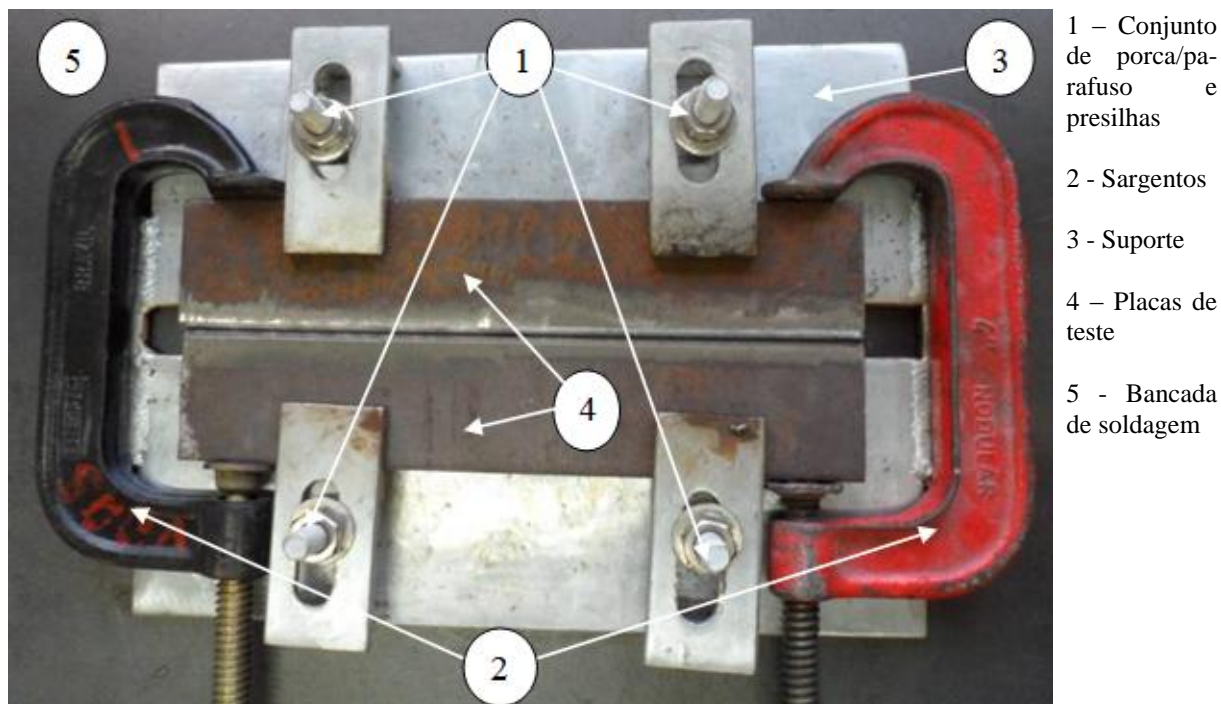


Figura 29 - Vista superior do suporte utilizado para fixar as placas de teste e possibilitar a soldagem

Na Figura 30 são apresentados os dispositivos utilizados para fixar as tochas de soldagem. Esta montagem permitiu o posicionamento relativo entre as tochas.

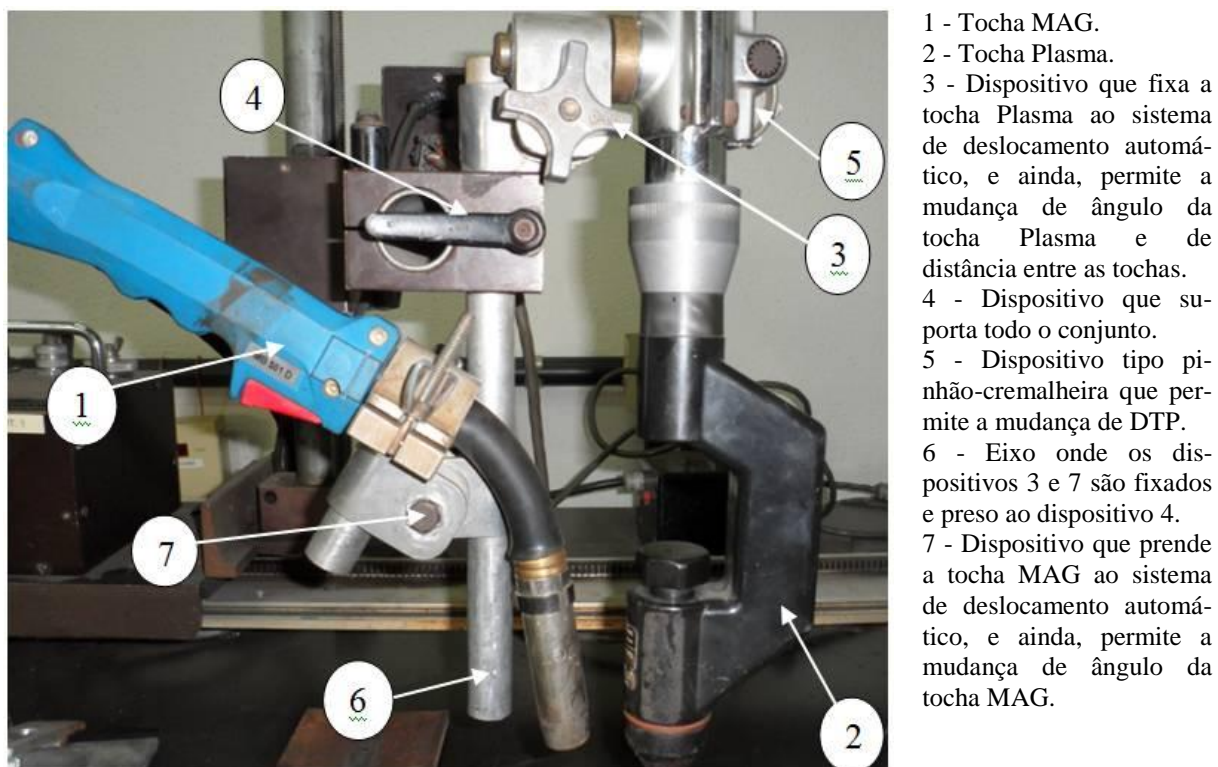


Figura 30 - Dispositivo de fixação da tocha Plasma e da tocha MAG no mesmo cabeçote de soldagem

Os testes de soldagem foram executados no LACTEC (Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento) dentro do Laboratório de Desenvolvimento de Revestimentos e Soldagem – REVSOLDA, o qual disponibilizou uma bancada e toda infraestrutura necessária para a realização dos testes de soldagem, incluindo, também, os consumíveis e apoio técnico. Também dentro do laboratório REVSOLDA, as PT`s foram cortadas e as amostras preparadas para ser visualizadas no microscópio e analisadas quanto sua dureza.

4.4 MATERIAIS

4.4.1 Metal de Base

O metal de base utilizado neste trabalho é o aço API 5L-X70, fornecido pela Tenaris Confab, fornecido em chapa de espessura de 10,0 mm (valor real), cuja composição química pode ser observada na Tabela 1.

Tabela 1 - Composição química do metal de base

C	Mn	S	Si	P	N	Al	Ni	Cu	B	Nb+V +Ti	Cr+Mo +V
0.1	1.63	0.001	0.25	0.018	0.005	0.037	0.02	0.02	0.0002	0.094	0.074

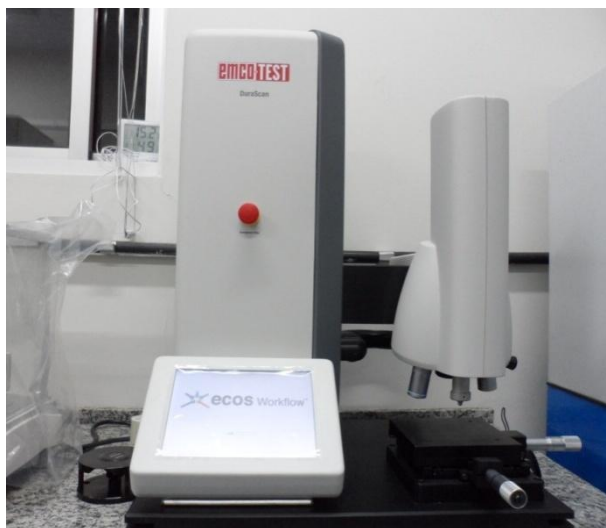
O carbono equivalente deste material é igual a 0,39 (calculado através da Equação 1), muito próximo do limite citado na literatura ($C_{eq}=0,40$), indicando que o material pode vir a sofrer com a formação de microestruturas frágeis no resfriamento decorrente da soldagem. No entanto, a soldagem ocorrerá sem a utilização de pré ou pós-aquecimento. Para verificar se a região soldada não sofreu fragilização, serão procedidos testes de microdureza nas amostras, assim como microscopia óptica.

4.5 EQUIPAMENTOS DE MEDIÇÃO E ANÁLISE

Os equipamentos utilizados para medição e análise neste trabalho foram:

- Termômetro infravermelho - Fluke 574 (faixa de -30°C até 900°C)
- Paquímetro Mitutoyo (150 mm – 0,05 mm)

- Microdurômetro EMCOTEST – DuraScan (Figura 31(a))
- Microscópio óptico Olympus – BX51M (Figura 31(b))



(a)



(b)

Figura 31 - (a) Microdurômetro EMCOTEST – Durascan. (b) Microscópio Óptico Olympus – BX51M

4.6 CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM

Os consumíveis de soldagem utilizados neste trabalho foram:

- **Gases:**

Plasma: Gás de plasma - argônio com 99,99% de pureza.

Gás de proteção - mistura de 75% de argônio e 25% de CO₂.

MIG: Gás de proteção - mistura de 75% de argônio e 25% de CO₂.

- **Arame MAG:**

Arame sólido de diâmetro 1,2 mm fornecido em bobina de 15 Kg. A especificação do arame de soldagem usado é do tipo ER70S-6, conforme norma AWS/ASME SFA 5.18. Segundo AWS (2011), para soldagem do aço API 5L-X70 este arame é o indicado. A composição química e características mecânicas do arame são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 - Composição química nominal do arame tipo ER70S-6.

Composição Química (% em peso)	0,08% C – 0,9% Si – 1,5% Mn
Limite de Ruptura	560 MPa
Limite de Escoamento	470 MPa
Charpy V (20°C)	130 J

Fonte: ESAB

4.7 ESCOLHA DA ESPESSURA

A espessura utilizada no trabalho foi calculada conforme a Equação 11, a qual é proposta pela norma ABNT NBR 12712 (2002):

$$e = \frac{P.D}{2.Sy.F.E.T} \quad (11)$$

onde:

e = espessura requerida da parede [mm];

P = pressão de operação [kPa];

D = diâmetro externo do duto [mm];

Sy = tensão de escoamento mínima [kPa];

F = fator de projeto [adimensional];

E = fator de eficiência da junta [adimensional];

T = fator de temperatura [adimensional]

Considerando-se: $D = 508$ mm (20 in); $P = 7000$ kPa; $Sy = 483.000$ kPa; $F = 0,4$; $E = 1,0$ e $T = 1,0$, a espessura mínima calculada através da Equação 11 é de 9,2 mm.

Consultou-se o fabricante de tubos TenarisConfab e a espessura disponível mais próxima da calculada para do aço API 5L-X70 foi de 10,0 mm.

4.8 PRIMEIRA ETAPA – SOLDAGEM COM O PROCESSO PLASMA-KEYHOLE

Durante as pesquisas na literatura sobre os processos de soldagem envolvidos, observou-se que o processo Plasma demandaria mais tempo para ser ajustado. Conforme Richetti e Ferraresi (2000), o processo Plasma-*keyhole* trabalha em uma estreita faixa de operação para manter a estabilidade do *keyhole*. Sendo assim, os testes com Plasma-*keyhole* são fundamentais para definir parâmetros críticos, tais como a maior velocidade de soldagem e a geometria de chanfro adequada para garantir penetração total.

Para melhor compreensão da nomenclatura utilizada adiante, apresenta-se a Figura 32, a qual identifica as principais dimensões do chanfro em “V” adotado no trabalho e as respectivas denominações.

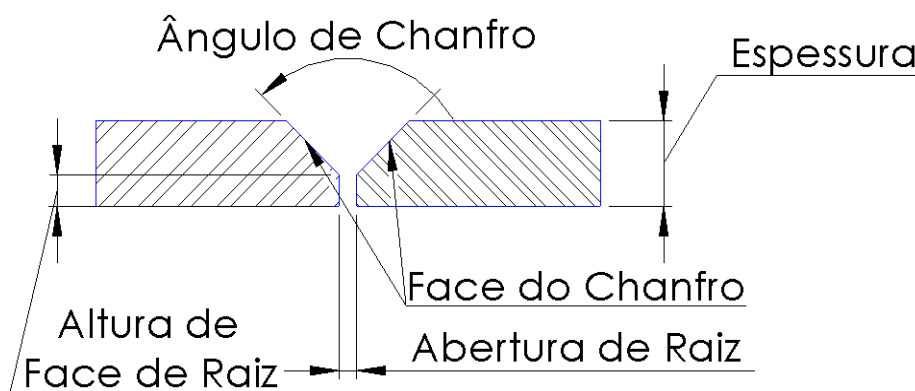


Figura 32 - Dimensões principais de um chanfro “V”

4.8.1 Testes Utilizando o Aço ABNT 1020

Os testes com o aço ABNT 1020 visaram a familiarização com a soldagem Plasma-*keyhole* e obter um cordão de solda com boas características (dentro dos Critérios de Aceitação). Os testes com o Processo Plasma-*keyhole* foram iniciados utilizando PT's preparadas a partir de barras chatas de aço ABNT 1020, de 50 mm de largura e 300 de comprimento, com 03 espessuras diferentes. Para as barras chatas com espessura igual a 4,8 mm (3/16”) e 6,4 mm (1/4”) não foi adotada a preparação de chanfro em “V”. Para PT's com espessura igual a 8,0 mm (5/16”) foi preparado chanfro em “V” com ângulo de 60° e altura de face de raiz (A.f.r.) igual a 4 mm. Em todos os testes foi adotado abertura de raiz igual a zero.

Para o preparo das PT's de aço ABNT 1020 foi necessária a utilização da Serra fita para cortar a barra chata no tamanho de 300 mm. Após o corte, as PT's foram fresadas para

garantir um bom contato entre as placas. No caso das PT's de 8,0 mm de espessura a preparação do chanfro "V" foi realizada na fresadora. Da mesma forma, nestes testes foram adotados abertura de raiz igual a zero.

Para todos os experimentos utilizou-se um eletrodo de tungstênio com 2% de óxido de tório (EWTh-2) com diâmetro de 4,8 mm e com ângulo de ponta de 30°. Os bocais de constrição da tocha utilizada são substituíveis e são comercializados em três diâmetros: 2,4 mm, 2,8 mm e 3,2 mm, para aplicações de até 200 A, 250 A e 300 A, respectivamente, conforme *Thermal Dynamics Corporation* (1994). No entanto, no presente trabalho foi utilizado bocal constritor de diâmetro de 3,2 mm, devido a indisponibilidade de bocais com diâmetros menores para atender as faixas de corrente conforme orientações do fabricante da tocha.

A Tabela 3 mostra os parâmetros de soldagem utilizados nos testes iniciais, os quais foram adaptados do trabalho de Paula Jr. e Dutra (1998).

Tabela 3 - Parâmetros de Soldagem Plasma-*keyhole*, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)

Espessura	4,8 mm	6,4 mm	8,0 mm
Corrente	200 A	230 A	245 A
Vazão do Gás de Plasma	1,2 l/min	1,4 l/min	1,6 l/min
Velocidade de Soldagem	20,4 cm/min	19 cm/min	14,5 cm/min
Recuo do eletrodo	1,8 mm	1,8 mm	2,0 mm
Ângulo de chanfro	N/A*	N/A*	60°
Altura de face de raiz (A.f.r)	N/A*	N/A*	4 mm
Distância tocha peça	4 mm		
Vazão do gás de proteção	9,5 l/min		
Tipo de gás de plasma	100% Argônio		
Tipo de gás de proteção	75% Argônio + 25 CO ₂		
Diâmetro do orifício constritor	3,2 mm		
Ângulo de ponta do eletrodo de tungstênio	30°		
Diâmetro do eletrodo de tungstênio	4,8 mm		

*N/A – Não Aplicado

4.8.2 Testes Utilizando o Aço API 5L-X70

As PT's de aço API 5L-X70 foram preparados à partir de chapas enviadas pela Tenaris Confab. As chapas de 10,0 mm de espessura foram cortadas, por uma guilhotina, na dimensão 50 x 300 mm. As PT's foram fresadas para executar o chanfro em “V” e para garantir a planicidade da junta.

Os parâmetros de soldagem utilizados nos testes foram adequados a partir dos resultados do aço ABNT 1020 e dos testes preliminares com aço API 5L-X70. Com a realização dos testes com o aço ABNT 1020, percebeu-se a importância do estudo da influência da altura de face de raiz e do ângulo de chanfro. Para isto, foram realizados testes com chanfros em “V”, com ângulo de chanfro de 60° e 90° e A.f.r. de 4 mm, 5 mm e 6 mm. Como premissa dos testes, foi estabelecida a velocidade de soldagem em 17 cm/min, DTP de 1,5 mm, polaridade direta (CC-) e corrente limitada em 280 A (corrente contínua constante) para não acarretar a excessiva deterioração do bocal constritor.

Para obter efeito comparativo entre os resultados obtidos, empregou-se apenas um valor de corrente para a mesma altura de face de raiz, independentemente do ângulo de chanfro. Por exemplo, para altura de face de raiz de 4 mm, foi empregada a corrente de 240 A, seja com ângulo de 60° ou 90°. A Tabela 4 apresenta os parâmetros de soldagem e parâmetros de chanfro utilizados.

Tabela 4 - Parâmetros de Soldagem Plasma-*keyhole*, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)

Teste		1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6
Configuração do Chanfro	Ângulo	60°	90°	60°	90°	60°	90°
	A.f.r.	4 mm	4 mm	5 mm	5 mm	6 mm	6 mm
Corrente		240 A	240 A	260 A	260 A	280 A	280 A
Velocidade de soldagem		17 cm/min					
Distância tocha peça		1,5 mm					
Vazão do gás de proteção		12 l/min					
Vazão do gás de plasma		2,0 l/min					
Gás de proteção		75% Argônio + 25% CO ₂					
Gás de plasma		Argônio					

continua

continuação

Diâmetro do bocal constritor	3,2 mm
Ângulo de ponta do eletrodo de	30°
Diâmetro do eletrodo de tungstênio	4,8 mm

4.9 SEGUNDA ETAPA – SOLDAGEM COM O PROCESSO MAG

Os testes de soldagem com o processo MAG tiveram o objetivo de identificar quais são os parâmetros de soldagem capazes de preencher o chanfro, obedecendo a velocidade de soldagem de 17 cm/min.

Nos testes de soldagem com o processo MAG, foi empregada corrente contínua constante, com polaridade inversa (CC+). Não foi utilizada corrente pulsada, no intuito de reduzir a quantidade de parâmetros de influência e devido a boa qualidade apresentada no cordão de solda durante os testes. A tocha MAG foi utilizada com ângulo de ataque de 10° “empurrando”. Este ângulo foi adotado devido ao cabeçote de soldagem não permitir ângulos menores. Conforme trabalho de Groetelaars (2005) obteve bons resultados com o ângulo variando de 0° até 11°, podendo ser puxando ou empurrando. É importante ressaltar que não foi empregado o tecimento para preenchimento do chanfro, pois os dispositivos de fixação das tochas não permitem o movimento oscilatório.

As PT's de aço API 5L-X70 foram preparados através de fresagem de rasgos com dimensões de 6,5 mm x 2,5 mm e 9,0 mm x 1,5 mm, conforme Figura 33.

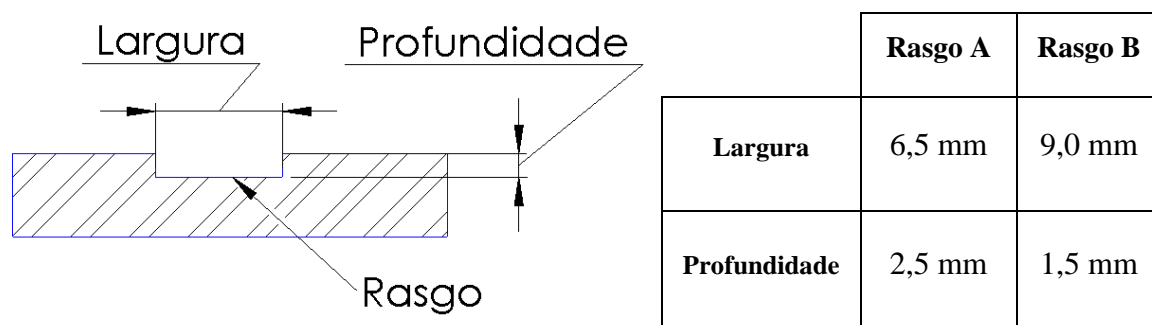


Figura 33 - Configuração geométrica do rasgo realizado para testes com MAG, simulando o cordão realizado pelo Plasma-keyhole

Os parâmetros de soldagem MAG ajustados na fonte foram apenas a tensão e a velocidade de alimentação. Os outros parâmetros de soldagem foram a DBCP e a vazão de gás de proteção, conforme Tabela 5.

Tabela 5 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B

	Rasgo A		Rasgo B	
Teste	2.1	2.2	2.3	2.4
Tensão	28 v	30 v	28 v	30 v
Vel. de alimentação de arame	4 m/min	5 m/min	4 m/min	5 m/min
Vazão do Gás de Proteção	12 l/min			
DBCP	15 cm			

4.9.1 Terceira Etapa – Soldagem com os Processos Plasma-keyhole – MAG em Tandem

A posição das tochas durante a soldagem com os processos Plasma-keyhole – MAG em *tandem* segue a seguinte ordem em relação ao deslocamento: 1º a tocha Plasma e 2º a tocha MAG. Assim, o processo Plasma-keyhole vem antes do processo MAG para executar a raiz do cordão enquanto este último executa o preenchimento do chanfro.

A tocha Plasma foi instalada na vertical (90° em relação ao plano da placa de teste) e a tocha MAG foi instalada com 10° em relação a vertical. As tochas foram distanciadas de 45 mm entre elas (centro do orifício constritor da tocha Plasma ao centro do arame MAG). A distância inicial de 45 mm foi empregada devido a limitação geométrica das tochas, a qual não possibilita distâncias menores.

Os parâmetros de soldagem utilizados nos processos Plasma-keyhole e MAG em *tandem* são iguais aos utilizados na Primeira e Segunda etapa. Os parâmetros de chanfro utilizados são os mesmos dos testes da Primeira Etapa.

Foram também realizados testes de soldagem *tandem* com 65 mm de distância entre tochas objetivando a observação de mudanças influenciadas pelo menor pré-aquecimento proporcionado pela maior distância. As geometrias de chanfro escolhidas para os testes com distância de 65 mm foram as que necessitam de maior e menor aporte de material do processo MAG, ou seja:

- Chanfro com necessidade de maior volume de material de aporte: altura de face de raiz de 4 mm e ângulo de chanfro de 90° (Figura 34 (a));

Tabela 8 - Parâmetros do processo MAG utilizados nos testes da Terceira Etapa

Teste	3.1	3.2	3.3	3.4	3.5	3.6	3.7	3.8
Tensão	30 v	30 v	28 v	28 v	28 v	28 v	30 v	28 v
Velocidade de Alimentação	5 m/min		4 m/min				5 m/min	4 m/min
DBCP	15 mm							
Vazão de gás de proteção	12 l/min							

4.9.2 Caracterização da Macroestrutura

A preparação das amostras constituiu-se de lixamento (lixa 120, 220, 400, 600, 800 e 1200), polimento (alumina 1 μm) e ataque químico para caracterização macroestrutural, onde as amostras foram atacadas com uma solução de nital 10% por 30 segundos. O polimento com alumina não é necessário para realizar a caracterização macroestrutural, porém foi executado tendo em vista a posterior análise microestrutural. As amostras dos testes com o processo Plasma-keyhole (Teste 1.1 ao 1.6), dos testes com o processo MAG (Teste 2.1 ao 2.4) e dos testes com os processos Plasma-keyhole – MAG em *tandem* (Teste 3.1 ao 3.8), foram submetidas à Macrografia. Utilizou-se de uma máquina fotográfica digital de 14,2 mega *pixels* para obter as fotos de macroestrutura.

Os cordões executados na Primeira Etapa (processo Plasma-keyhole) foram analisados quanto a área fundida real, área fundida teórica, largura do cordão e largura média da ZTA, conforme Figura 35. A largura média da ZTA foi medida em 03 regiões: na porção inferior; na porção média e na porção superior da ZTA. Com as imagens macrográficas, foi possível determinar o Rendimento Bruto de Fusão (η_{bf}).

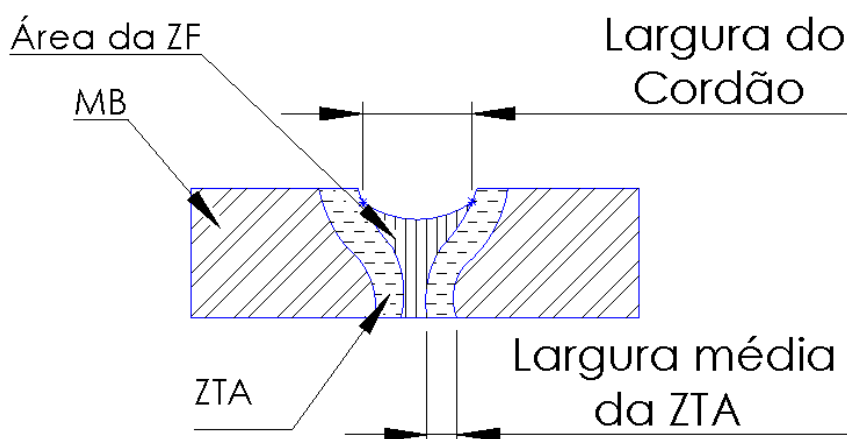


Figura 35 - Dimensões que são analisadas no cordão Plasma-keyhole

As imagens de macrografia dos cordões produzidos na Segunda Etapa (processo MAG) foram analisadas quanto a largura, penetração e reforço de solda, conforme a Figura 36. A diluição e o Rendimento Bruto de Fusão (η_{bf}) do processo MAG também foram analisados.

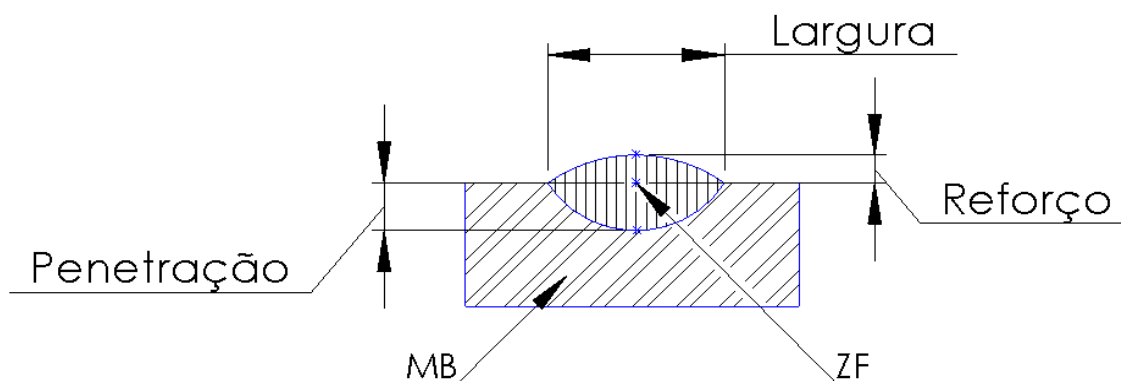


Figura 36 - Dimensões que são analisadas no cordão MAG

A Figura 37 mostra as dimensões analisadas nas imagens macrográficas dos cordões realizados na Terceira Etapa (processo Plasma-keyhole – MAG em *tandem*). A largura média da ZTA é medida de forma análoga aos testes com o processo Plasma-keyhole. A área do cordão MAG nesta etapa é medida para servir de comparação com a área do cordão MAG na Segunda Etapa. A diluição e o Rendimento Bruto de Fusão (η_{bf}) do processo MAG também foram analisados na Terceira Etapa.

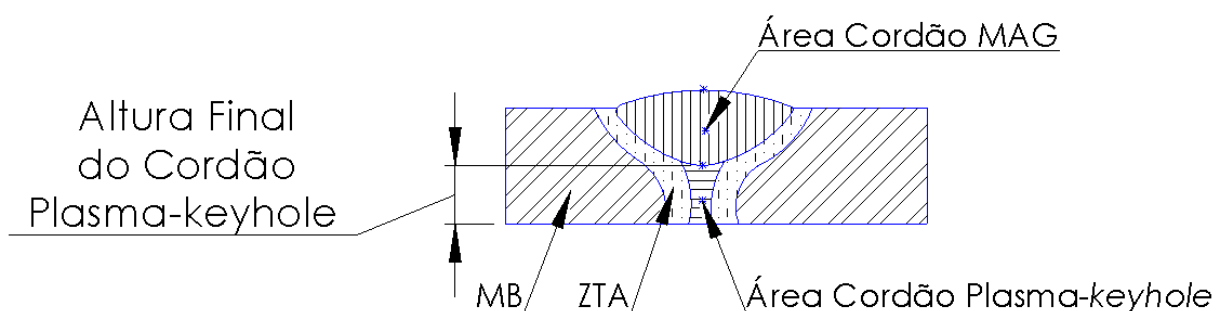


Figura 37 - Dimensões que são analisadas no cordão Plasma-keyhole – MAG em *tandem*

4.9.3 Caracterização da Microdureza

Para medir a microdureza dos cordões de solda produzidos pelos processos Plasma-keyhole, MAG e Plasma-keyhole – MAG em *tandem*, foi utilizado o microdurômetro EMCOTEST – DuraScan, o qual tem como princípio de medição da microdureza o tamanho

da impressão realizada na amostra. Utilizou-se de um penetrador para ensaio de microdureza Vickers, com uma força de penetração 0,3 kgf, que fora estabelecido por melhor se adequar à dureza do material. A microdureza do MB foi medida no material “Conforme Fornecido”. Foram realizadas 9 (nove) leituras de microdureza e calculada a média destes valores. Os pontos vermelhos da Figura 38 identificam os locais de identificação.

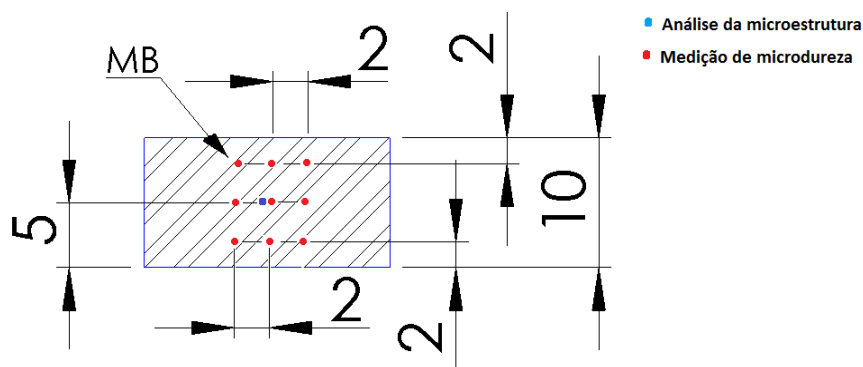


Figura 38 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura do MB

Os pontos vermelhos das Figuras 39, 40 e 41 representam os locais onde a microdureza foi avaliada nos cordões de solda produzidos pelos processos Plasma-keyhole, MAG e Plasma-keyhole – MAG em *tandem*, respectivamente.

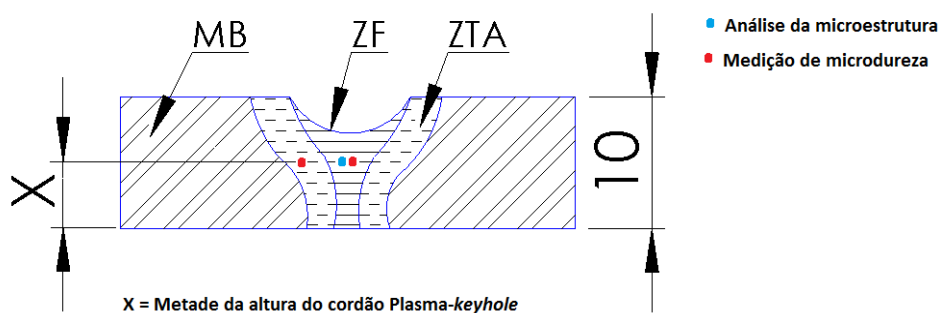


Figura 39 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo Plasma-keyhole

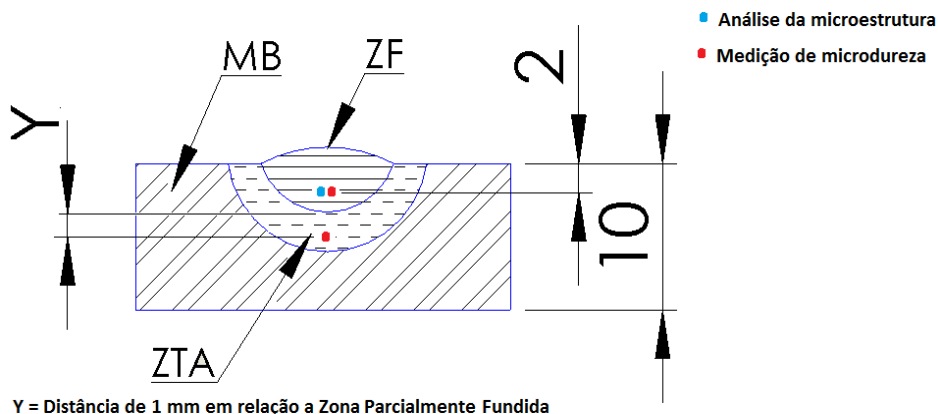


Figura 40 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo MAG

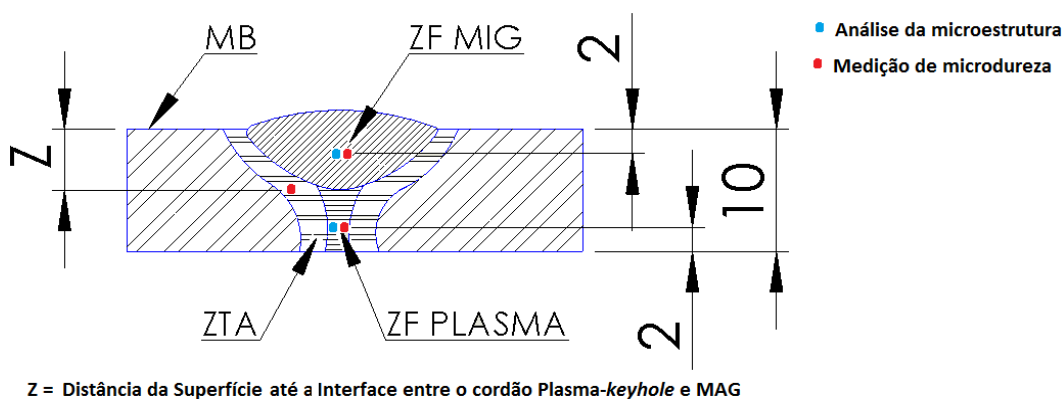


Figura 41 - Local de medição da microdureza Vickers e de análise da microestrutura dos cordões de solda do Processo Plasma-keyhole – MAG em *tandem*

Para cada região analisada, são realizadas três impressões, registrando-se a microdureza média das impressões.

4.9.4 Caracterização da Microestrutura

A caracterização microestrutural foi feita através de microscopia óptica. Foi utilizado o microscópio ótico do fabricante Olympus – BX51M com captura de imagens. As imagens foram tratadas através do software Stream Essentials, fornecido pela Olympus.

A preparação das amostras constituiu-se de um novo polimento com alumina 1 μm , para retirar o ataque químico realizado para a caracterização macroestrutural, e atacou-se quimicamente com uma solução de nital 2% por 15 segundos.

A localização das regiões de análise para cada etapa de soldagem (Plasma-*keyhole*, MAG e Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*) está disposta nas Figuras 39, 40 e 41, respectivamente.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta sessão serão apresentados os resultados obtidos nas etapas citadas na metodologia. Dentro de cada uma das três etapas de soldagem serão apresentadas as macroestruturas dos cordões de solda e as análises possíveis de serem feitas nas mesmas. A Quarta Etapa contempla os resultados dos ensaios de microdureza e das análises da micrografia da região de solda, compreendendo: ZF, ZTA e MB.

5.1 PRIMEIRA ETAPA - TESTES COM O PROCESSO PLASMA-KEYHOLE

5.1.1 Testes com Aço ABNT 1020

5.1.1.1 Soldagem das Espessuras de 4,8 mm e 6,4 mm sem Preparação de Chanfro

Na Tabela 3 foram identificados os parâmetros de soldagem utilizados como ponto de partida para os testes da Primeira Etapa, os quais foram baseados na literatura. Na Tabela 9 é apresentado os parâmetros que obtiveram os melhores resultados nos testes com aço ABNT 1020 de 4,8 mm e 6,4 mm, considerando como referência de qualidade os Critérios de Aceitação citados anteriormente. As mudanças ocorridas entre as tabelas 3 e 9 foram: utilização da mistura 75% Ar + 25% CO₂ como gás de proteção; o aumento da corrente de soldagem de 230 A para 240 A para a PT de 6,4 mm; e o aumento da velocidade de soldagem de 20,4 cm/min para 22,5 cm/min para a PT de 4,8 mm.

Tabela 9 - Parâmetros de Soldagem Plasma-*keyhole* para as espessuras de 4,8 mm e 6,4 mm, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)

Espessura	4,8 mm	6,4 mm
Corrente	200 A	240 A
Vazão do Gás de Plasma	1,6 l/min	1,8 l/min
Velocidade de Soldagem	22,5 cm/min	18 cm/min
Recuo do eletrodo	1,8 mm	
Distância tocha peça	4 mm	
Vazão do gás de proteção	12 l/min	
Tipo de gás de proteção	75% Ar + 25% CO ₂	
Tipo de gás de plasma	100% Ar	
Diâmetro do orifício constritor	3,2 mm	
Ângulo de ponta do eletrodo de tungstênio	30°	

5.1.1.2 Cordão de Solda (face, raiz e seção transversal)

Nos testes com a espessura de 4,8 mm, a penetração total foi obtida com diversos ajustes de corrente e velocidades de soldagem. Esta característica não se manteve para a espessura de 6,4 mm, onde a velocidade de 17 cm/min foi utilizada para não acarretar o aumento da corrente de soldagem e o desvio do valor de corrente citada na literatura (Tabela 3) para esta espessura. A Figura 42 e a Figura 43 mostram a face e a raiz do cordão de solda para as espessuras de 4,8 mm, 6,4 mm, respectivamente.

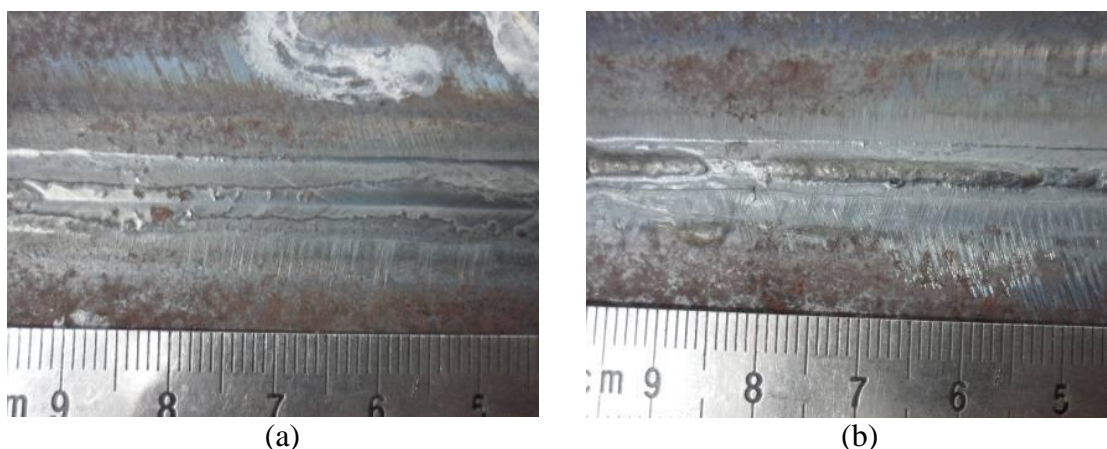


Figura 42 - Imagem do resultado obtido no teste com espessura 4,8 mm, mostrando em (a) a face do cordão e em (b) a raiz

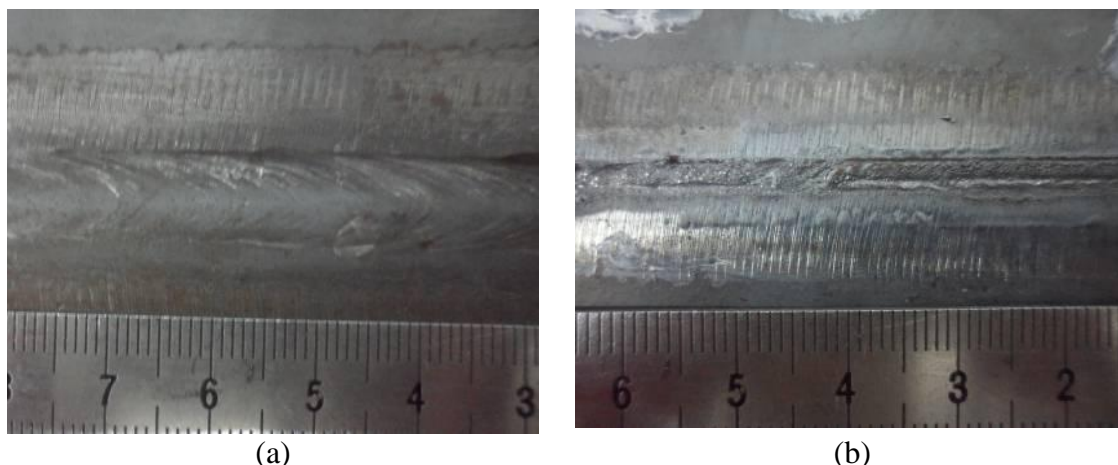


Figura 43 - Imagem do resultado obtido no teste com espessura 6,4 mm, mostrando em (a) a face do cordão e em (b) a raiz

5.1.1.3 Soldagem da Espessura de 8,0 mm com Preparação de Chanfro

Nos testes com o aço ABNT 1020 utilizando a espessura de 8,0 mm, chanfro em “V” de 60° e altura de face de raiz de 4 mm, utilizou-se a mesma corrente de soldagem da PT de 4,8 mm de espessura, na expectativa de obter uma boa penetração. No entanto isto não ocorreu; a corrente de soldagem de 200 A não foi suficiente para obtenção de penetração total. Conforme Power Engineering (2008), o processo híbrido Plasma-MIG, patenteado sob o nome de SuperMIG® da PLT (*Plasma Laser Technologies*), operando com uma DTP de 1,25 mm na soldagem de tubo com espessura de parede de 6,4 mm obteve bons resultados. A partir de então, decidiu-se utilizar uma DTP de 1,5 mm na tentativa de atingir penetração total. A Figura 44 apresenta um desenho esquemático da DTP e o comprimento do arco Plasma em um chanfro em “I” (a) e em um chanfro em “V” (b). No chanfro em “V” a DTP e o comprimento do arco não representam a mesma dimensão.

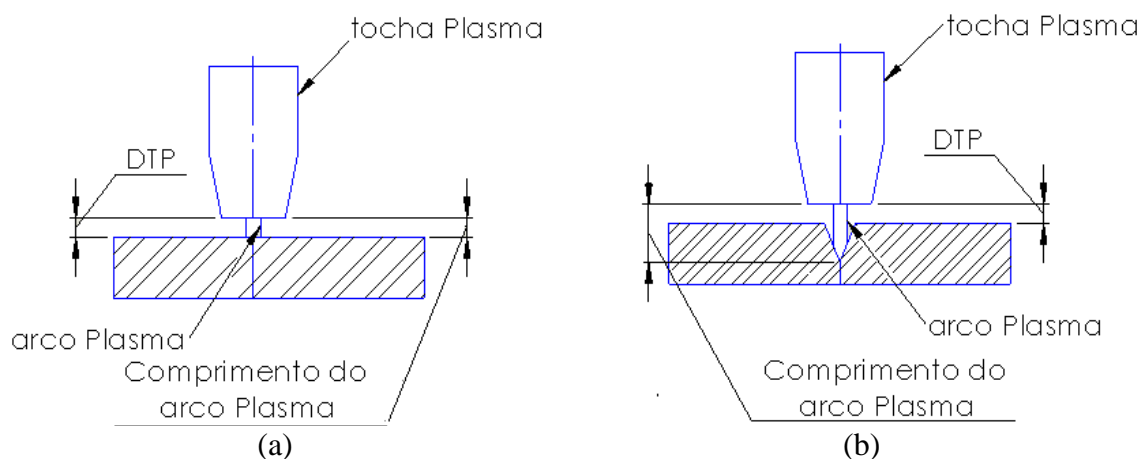


Figura 44 - DTP e o Comprimento do arco Plasma. (a) chanfro “I” e (b) chanfro “V”

O aumento da largura do cordão de solda e a redução da penetração são consequências do uso de DTP elevada, ocasionada, em parte, pela coluna de plasma não ser cilíndrica, mas sim, levemente cônica, o que promove o derretimento das paredes da face do chanfro. Outras características da soldagem empregadas no presente trabalho pode ter influenciado estes resultados, entre elas é o fato de que o chanfro em “V” pode mudar a trajetória do arco, visto a proximidade das faces do chanfro em relação ao arco. A Figura 45 mostra a face, a raiz e a seção transversal de dois cordões de solda realizados pelo processo Plasma-keyhole, com os mesmos parâmetros de soldagem e parâmetros de chanfro, com exceção da DTP, onde se aplicou 4 mm (i) e 1,5 mm (ii).

A partir da análise da Figura 45, infere-se que o aumento da DTP promove o aumento da largura do cordão e, em alguns pontos, a ocorrência de falta de penetração. No entanto, não se pode concluir qual das geometrias de cordão plasma é mais indicada para o preenchimento pelo processo MAG. Adiante, nos testes com o processo MAG (item 5.2), serão estudadas algumas geometrias para verificar qual promove melhores resultados. Contudo, a DTP adotada doravante no trabalho é de 1,5 mm pelos bons resultados apresentados. Os parâmetros de soldagem utilizados para a espessura de 8,0 mm são apresentados na Tabela 10.

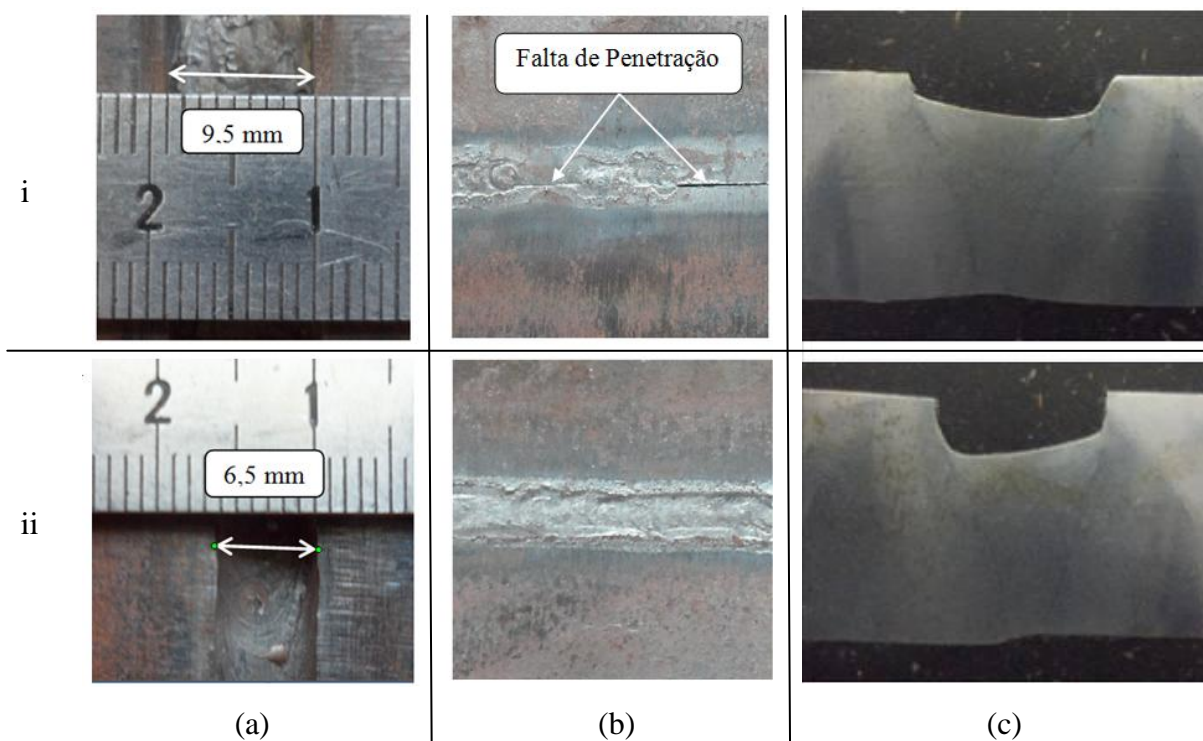


Figura 45 - Influência da DTP na penetração e na largura de face do cordão (a), na raiz (b) e na seção transversal (c); em (i) - DTP = 4 mm; e em (ii) - DTP = 1,5 mm (Parâmetros de soldagem igual a Tabela 10, com exceção da DTP)

Tabela 10 - Parâmetros de Soldagem Plasma-*keyhole* para as espessuras de 8 mm e altura de face de raiz de 4 mm, empregando corrente contínua constante e polaridade direta (CC-)

Espessura	8,0 mm
Altura de face de raiz	4 mm
Corrente	220 A
Velocidade de Soldagem	22,5 cm/min
Recuo do eletrodo	1,8 mm
Ângulo de chanfro	60°
Distância tocha peça	1,5 mm
Vazão do gás de plasma	2,0 l/min
Vazão do gás de proteção	12 l/min
Tipo de gás de proteção	75% Ar + 25% CO ₂
Tipo de gás de plasma	100% Ar
Diâmetro do orifício constritor	3,2 mm
Ângulo de ponta do eletrodo de tungstênio	30°

A Figura 46 mostra a face e a raiz do cordão de solda para a espessura 8,0 mm e 4 mm de altura de face de raiz. Os parâmetros de soldagem empregados estão apresentados na Tabela 10.

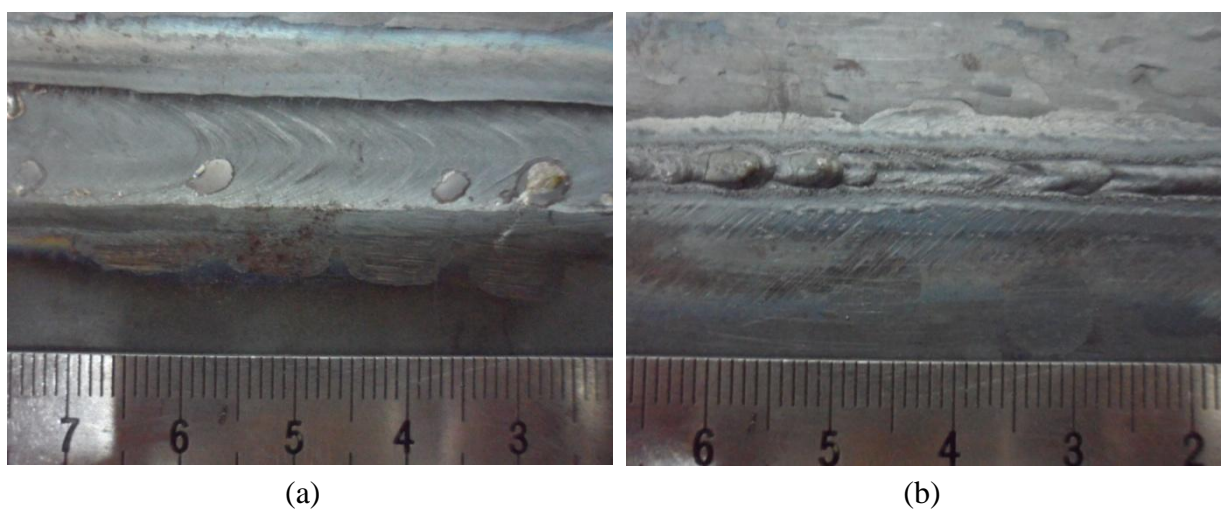


Figura 46 - Imagem do resultado obtido no teste 1.1, mostrando em: (a) face do cordão e; (b) a raiz

Os resultados com o aço ABNT 1020 foram positivos, apresentando excelente continuidade do cordão e comprovando a estabilidade do *keyhole* com os parâmetros utilizados.

5.1.2 Testes com Aço API 5L-X70

Para os testes com o aço API 5L-X70 (ângulo = 60° e A.f.r = 4 mm), inicialmente, manteve-se os mesmos parâmetros empregados nos testes com aço carbono ABNT 1020 com espessura de 8,0 mm, ângulo = 60° e A.f.r = 4 mm, não obtendo penetração total. Para obter penetração total, a corrente de soldagem teve que ser aumentada em 20 A em relação ao aço ABNT 1020 devido a espessura do aço API 5L-X70 ser de 10,0 mm. Este aumento deveu-se, provavelmente, a maior espessura e, conseqüentemente, a um maior comprimento do arco Plasma, conforme já foi citado anteriormente (Figura 44). Para a obtenção de penetração total nas diferentes geometrias do chanfro, a corrente foi aumentada em 20 A para cada milímetro de A.f.r., conforme a Tabela 11.

Tabela 11 - Parâmetros de Soldagem Plasma - técnica Keyhole e quantidade de Testes

Teste		1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6
Configuração do Chanfro	Ângulo	60°	90°	60°	90°	60°	90°
	Nariz	4 mm		5 mm		6 mm	
Corrente (CC-)		240 A		260 A		280 A	
Velocidade de soldagem		17 cm/min					
DTP		1,5 mm					
Vazão de gás de proteção		12 l/min					
Vazão de gás de plasma		2 l/min					
Tipo de gás de proteção		75% Ar + 25% CO ₂					
Tipo de gás de plasma		100% Ar					
Diâmetro do orifício constritor		3,2 mm					
Ângulo de ponta do eletrodo de tungstênio		30°					

5.1.3 Cordão de Solda (Face, Raiz e Seção Transversal)

As características do cordão de solda (face, raiz e seção transversal) obtidas empregando os parâmetros de soldagem conforme Tabela 11, são apresentadas nas Figuras 47, 48 e 49 referentes aos testes de 1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5 e 1.6. As soldas executadas pelo processo Plasma-*keyhole* tiveram como características a não ocorrência de trincas ou de porosidade visíveis a olho nu, comprovando a boa qualidade de cordão realizado pelo processo Plasma e a boa soldabilidade do aço API 5L-X70. O processo executou cordões com boa continuidade e boa aparência superficial, sem a presença de respingos. As imagens de seção transversal mostram a capacidade do *keyhole* em obter penetração total, mesmo com desalinhamento de 1 mm observado no Teste 1.5.

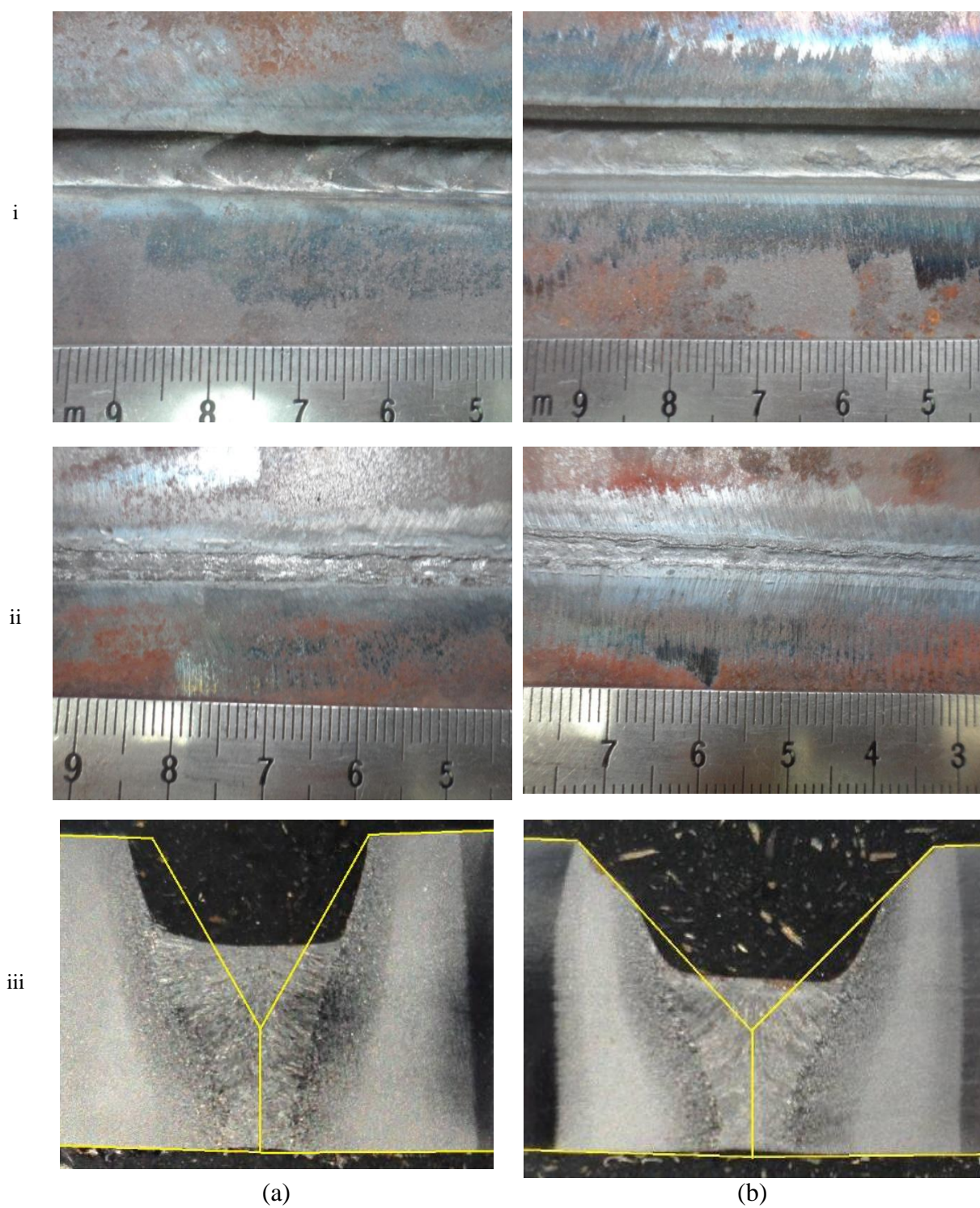


Figura 47 - Resultado obtido no teste 1.1 (a) e no teste 1.2 (b), mostrando em a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

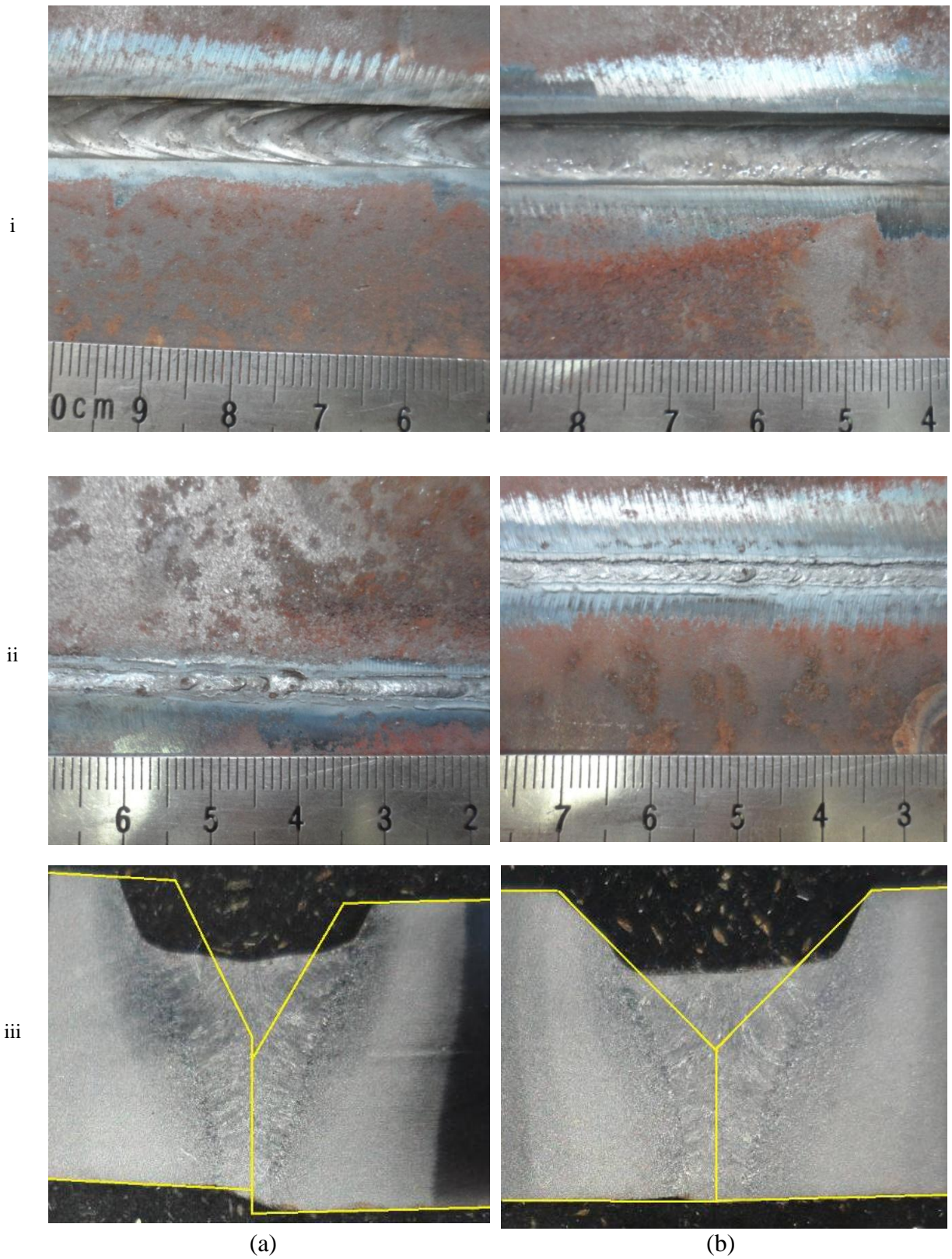


Figura 48 - Resultado obtido no teste 1.3 (a) e no teste 1.4 (b), mostrando a face (i), a raiz, (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

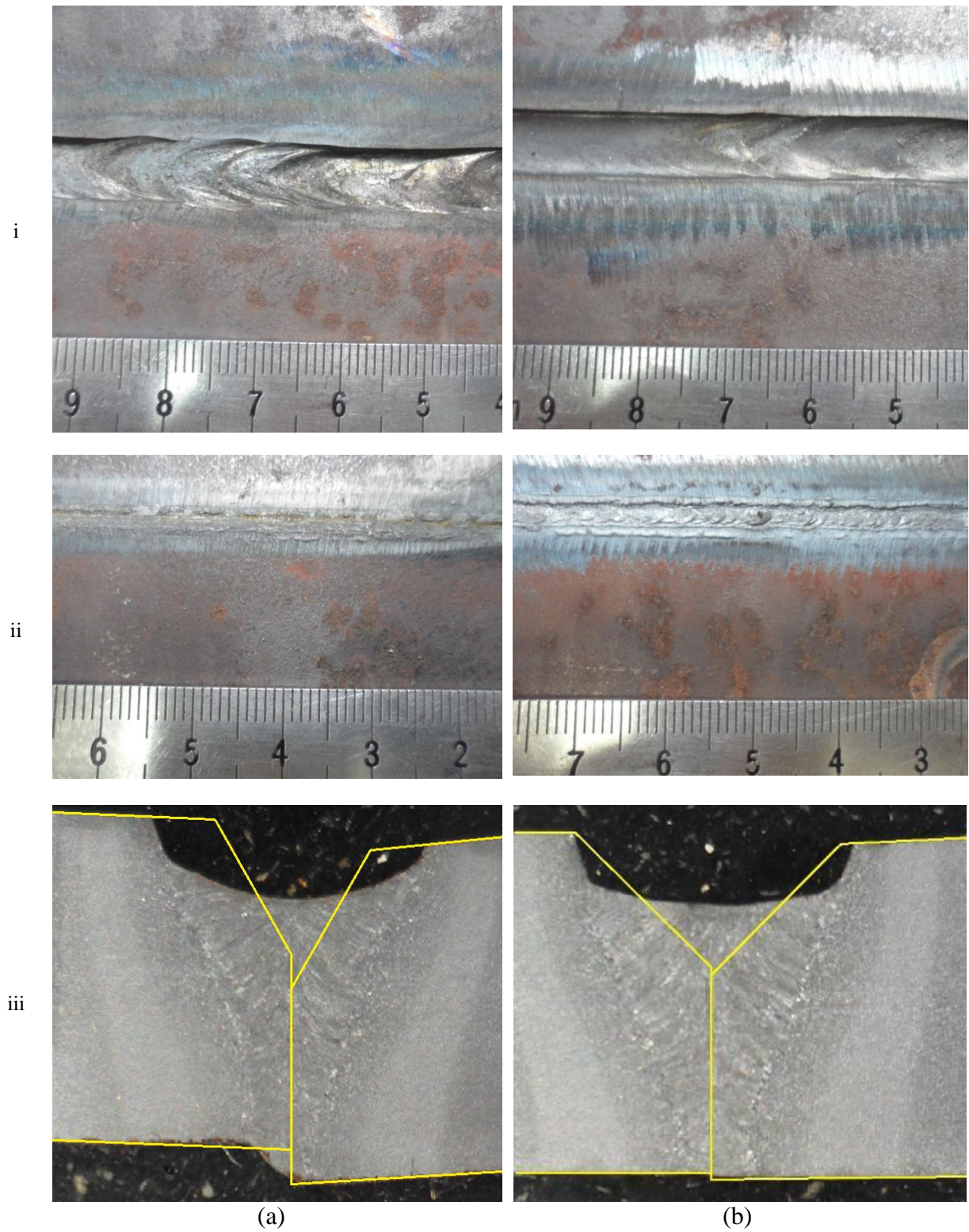


Figura 49 - Imagem do resultado obtido no teste 1.5 (a) e no teste 1.6 (b), mostrando a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

Para alturas de face de raiz (A.f.r.) crescentes, houve maior derretimento das faces do chanfro visto que estas superfícies se encontram mais próximas da coluna de plasma. A Figura 50 apresenta as dimensões do chanfro para a configuração de 60° (a) e 90° (b), onde é possível perceber que os chanfros com 60° há menos espaço para a passagem da coluna de plasma.

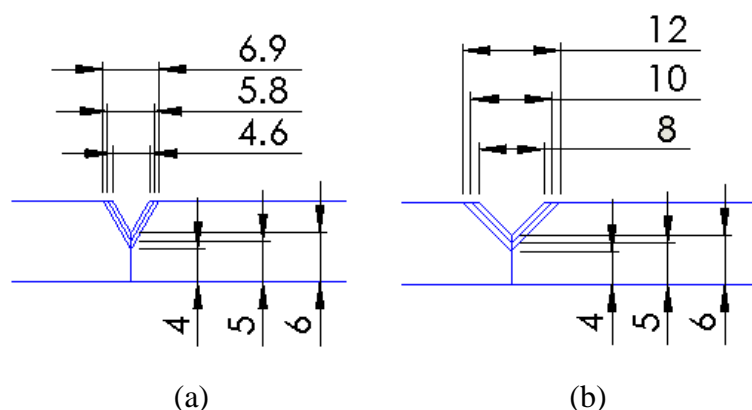


Figura 50 - Dimensões do chanfro de 60° (a) e 90° (b)

5.1.3.1 Análise Geométrica do Cordão de Solda

Conforme imagens da seção transversal, é possível admitir que o ângulo de chanfro de 60°, na maioria dos casos, promoveu o maior derretimento das faces do chanfro em relação ao ângulo de 90° para todas as alturas de face de raiz.

Conforme apresentado no item 3.8.4, é possível estimar a área da ZF do processo Plasma operando no modo *keyhole*. Na Tabela 12 são apresentados as dimensões do cordão Plasma-*keyhole* e os valores da área teórica e real dos mesmos. Os valores de área real foram medidos através do software *SolidWorks 2010* em apenas uma seção transversal por Teste. Esta Tabela também apresenta o valor da Variação Relativa do volume teórico em relação ao real.

Tabela 12 - Valores de volume teórico, volume real e a variação relativa entre eles, considerando a zona fundida pelo processo Plasma-keyhole,

Teste	Dimensões [mm]* (ver Figura 14)			Área Teórica [mm ²]	Área Real [mm ²]	Variação Relativa [%]
	<i>Re</i>	<i>Ri</i>	<i>Ze</i>			
1.1	3,21	1,02	6,63	27,03	25,61	+6%
1.2	2,98	1,26	5,43	21,74	20,17	+8%
1.3	3,47	0,89	7,85	36,02	30,84	+17%
1.4	3,35	0,90	7,37	33,69	26,09	+29%
1.5	3,77	0,85	8,21	42,36	32,37	+31%
1.6	3,63	0,85	7,88	39,15	33,67	+16%

* $Z_i = 0$.

A variação relativa percentual se manteve acima de 10% para a maioria dos cordões de solda analisados. As menores variações percentuais foram encontrados nos cordões Plasma com altura de face de raiz de 4 mm. Este fato pode ser atribuído ao menor derretimento das paredes do chanfro apresentado devido a configuração da junta de solda, onde há maior espaço disponível do feixe de plasma, conforme apresentado na Figura 50. É importante ressaltar que a metodologia de cálculo da área fundida proposta por Wu, Wang e Zhang (2006) foi desenvolvida para uma junta de topo em “I” e perfeitamente alinhada. O presente trabalho utilizou-se de um chanfro em “V” onde, em muitos casos, houve o desalinhamento entre as chapas.

Outro fato relevante quanto aos resultados apresentados na Tabela 12 são os menores valores de altura do cordão de solda (*Ze*) apresentados pelos chanfros com 90° de abertura, comprovando o menor derretimento das paredes do chanfro “V”, fato que já era possível inferir através das imagens de seção transversal.

Na Tabela 13 é apresentado os resultados de medição da largura do cordão de solda e da largura média da ZTA, os quais foram obtidos através das imagens da macrografia das amostras.

Tabela 13 - Valores de largura do cordão e largura da ZTA resultantes da soldagem pelo processo Plasma-
keyhole

Teste	Largura do Cordão	Largura Média da ZTA
1.1	6,1 mm	3,5 mm
1.2	5,9 mm	4,1 mm
1.3	6,9 mm	3,2 mm
1.4	6,7 mm	3,7 mm
1.5	7,5 mm	4,9 mm
1.6	7,2 mm	5,2 mm

De acordo com a Tabela 13, os chanfros com ângulo de 90° promoveram uma menor largura de cordão em relação aos chanfros de 60° devido a menor fusão das paredes da face do chanfro. Através da análise da mesma tabela pode-se estabelecer também que os chanfros com 90° produziram ZTA's maiores em relação ao ângulo de 60°, possivelmente pela maior energia disponível, uma vez que as paredes foram menos derretidas pelo *keyhole*.

A Tabela 14 refere-se aos valores de energia na soldagem e Rendimento Bruto de Fusão obtidos nos testes 1.1 ao 1.6. Para estimar a tensão média de soldagem, uma vez que no presente trabalho não utilizou sistema de aquisição de dados elétricos, empregou-se as informações de tensão média encontrado no trabalho de Richetti (2003), para uma tocha Plasma idêntica à utilizada no presente trabalho, utilizando como MB aço inoxidável ABNT 304 e DTP de 5 mm. Na Figura 51, são apresentados os resultados obtidos por Richetti (2003) quanto a variação da tensão de soldagem com a corrente.

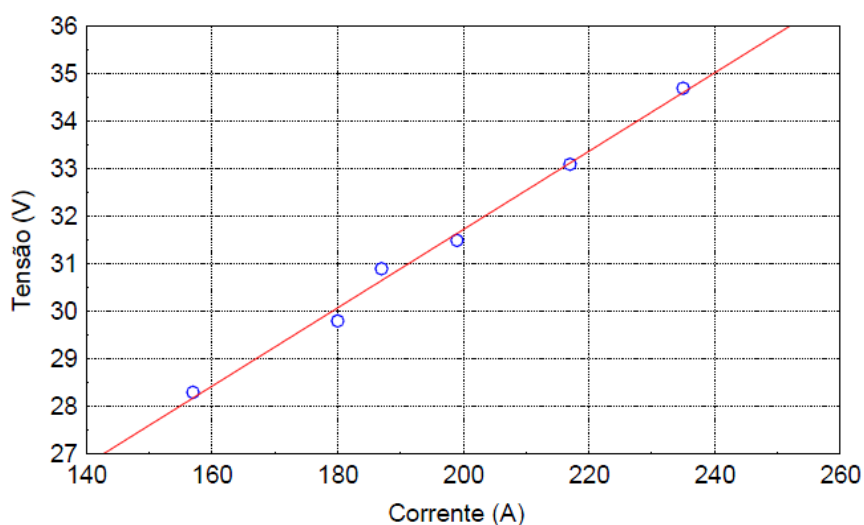


Figura 51 - Influência da variação da tensão média de soldagem com a corrente média. (Fonte: Richetti, 2003)

Para a utilização dos valores apresentados na Figura 51 no presente trabalho, teve-se que extrapolar estes valores para as correntes de 260 A e 280 A, encontrando 36,8 V e 38,6 V, respectivamente. Para a corrente de 240 A empregou-se o valor de 35 V.

Tabela 14 - Rendimento Bruto dos testes da Primeira Etapa

Teste	Calor transferido à peça [J/cm]	Energia fornecida à peça [J/cm]	Rendimento Bruto de Fusão
1.1	28000	1885	6,7%
1.2	28000	1847	6,6%
1.3	31893	1941	6,1%
1.4	31893	1914	6,0%
1.5	36027	2378	6,6%
1.6	36027	2430	6,7%

Os valores de rendimento bruto de fusão da Tabela 14 estão próximos dos valores encontrados por Reis et al. (2011), o qual utilizou-se do processo de soldagem TIG para obter η_{bf} iguais a 7,57% e 7,95% para correntes de soldagem iguais 150 A e 175 A, respectivamente.

5.2 SEGUNDA ETAPA – TESTES COM O PROCESSO MAG

Conforme foi citado na seção 4, os testes realizados na Segunda Etapa tiveram o objetivo de avaliar o preenchimento do chanfro com o processo MAG.

5.2.1 Parâmetros de Soldagem

Os parâmetros de soldagem MAG empregados para preenchimento do RASGO A e RASGO B estão apresentados na Tabela 15. Estes parâmetros foram capazes de preencher os rasgos, assim como realizaram cordões dentro das características citadas nos Critérios de Aceitação.

Tabela 15 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B

	RASGO A		RASGO B	
Teste	2.1	2.2	2.3	2.4
Tensão	28 V	30 V	28 V	30 V
Vazão de alimentação de arame	4 m/min	5 m/min	4 m/min	5 m/min
Gás de Proteção	75% Ar + 25% CO ₂			
Vazão do Gás de Proteção	12 l/min			
DBCP	15 cm			

5.2.2 Cordão de Solda (face e seção transversal)

O cordão executado pelo processo MAG apresenta uma boa aparência superficial e boa continuidade. Na amostra do Teste 2.1 foi verificada a presença de porosidade localizada no canto inferior do rasgo. Não houve dificuldades de preenchimento do rasgo A e do rasgo B pelo processo MAG, conforme pode ser observado pelas imagens da seção transversal das Figuras 52 e 53.

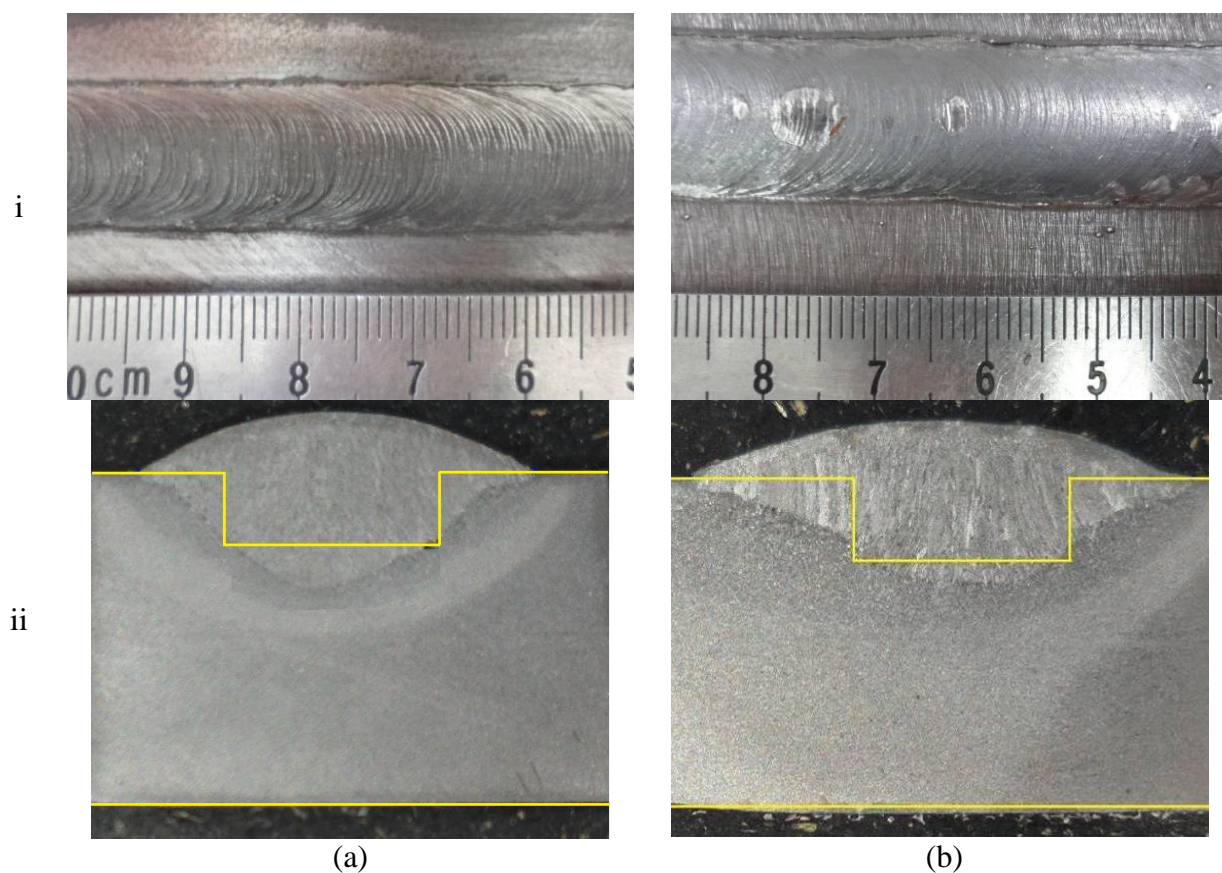


Figura 52 - Imagem da deposição de cordão com processo MAG conforme teste 2.1 (a) e teste 2.2 (b), mostrando a face (i) e a seção transversal do cordão (ii)

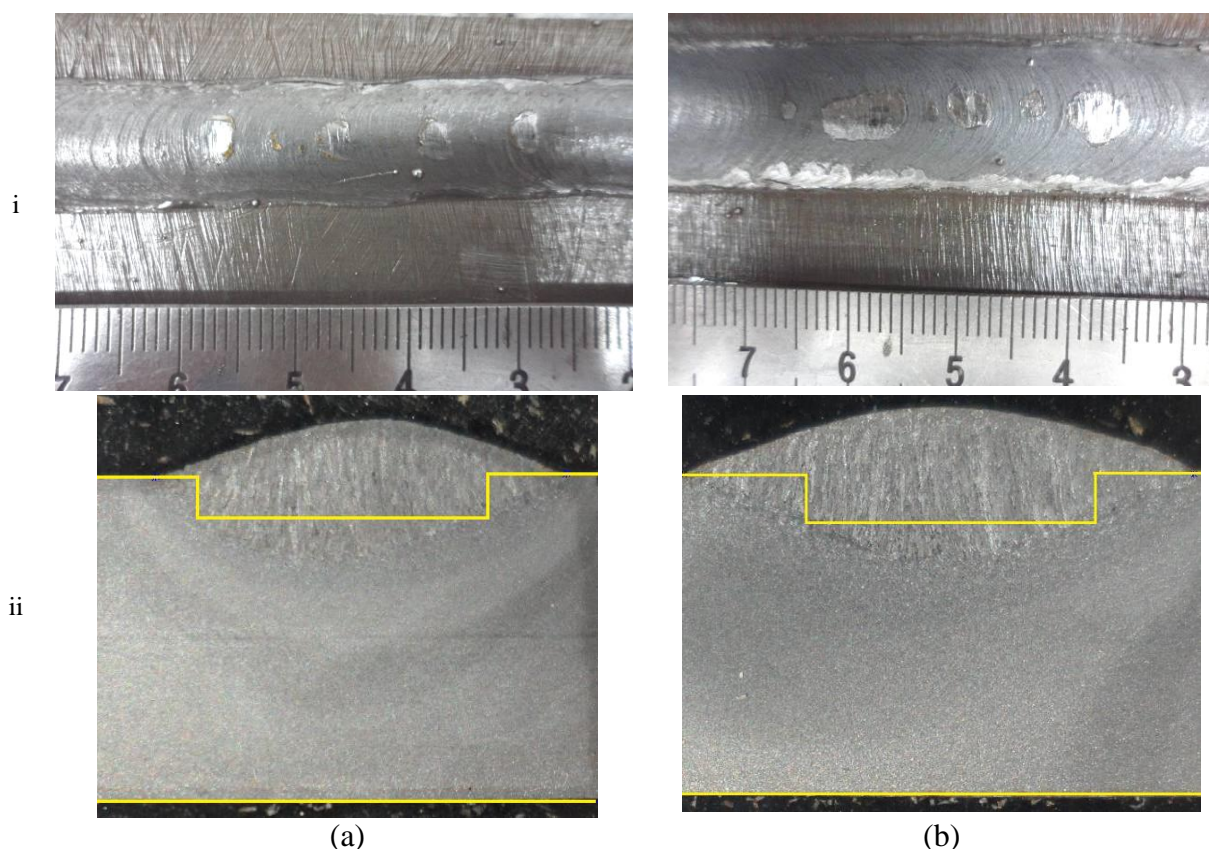


Figura 53 - Imagem da deposição de cordão com processo MAG conforme teste 2.3 (a) e teste 2.4 (b), mostrando a face (i) e a seção transversal do cordão (ii)

5.2.3 Análise Geométrica do Cordão de Solda

Para cada configuração do rasgo, os cordões são avaliados quanto sua largura, altura de reforço e penetração de solda. A medição de altura, largura de reforço e penetração foram feitas em 1 amostra e obtidas através do software *SolidWorks 2010* em imagem da seção transversal. Os resultados das medições citadas estão apresentados na Tabela 16.

Tabela 16 - Parâmetros de soldagem MAG para preenchimento dos rasgos A e B

	Rasgo A		Rasgo B	
Teste	2.1	2.2	2.3	2.4
Altura de Reforço	1,92 mm	1,74 mm	1,88 mm	1,87 mm
Largura do Cordão	11,98 mm	15,13 mm	12,64 mm	15,90 mm
Penetração	3,34 mm	3,56 mm	2,74 mm	2,94 mm

A análise comparativa dos resultados geométricos obtidos, mostra que a maior tensão (30V) promoveu o melhor molhamento do cordão, comprovada pela redução do reforço e pelo aumento da largura do cordão. Observou-se um ligeiro aumento da penetração devido o aumento da corrente promovido pela velocidade de alimentação de 5 m/min. Esta análise é válida tanto para o rasgo A quanto para o B.

A Tabela 17 refere-se aos valores de diluição e de energia de soldagem do processo MAG resultantes dos testes 2.1 ao 2.4. Os valores de diluição permaneceram próximo, independente do teste.

Tabela 17 - Diluição e Rendimento Bruto de Fusão dos testes da Segunda Etapa

Teste	2.1	2.2	2.3	2.4
Diluição	18%	19%	20%	19%
Calor para formação da poça de fusão	3329	4042	2952	4312
Energia fornecida à peça [J/cm]	14933	17000	14933	17000
Rendimento Bruto de Fusão	22%	24%	20%	25%

Os valores de rendimento bruto de fusão do processo MAG (Tabela 17) são maiores que os valores de rendimento bruto de fusão do processo Plasma-*keyhole* (Tabela 14), e que os valores do processo TIG (trabalho de Reis et al., 2011). Esta diferença pode ser atribuída ao princípio de funcionamento do processo MAG, o qual transfere calor através do metal fundido proveniente do arame de solda.

5.3 TERCEIRA ETAPA – TESTES COM OS PROCESSOS PLASMA-KEYHOLE – MAG EM TANDEM

Nos testes iniciais com os dois processos atuando simultaneamente, notou-se que houve o aumento na largura do cordão de solda executado pelo processo MAG em relação aos testes realizados na Segunda Etapa deste trabalho. Isto deve ao pré-aquecimento ocorrido pelo processo Plasma-*keyhole*. Para quantificar o pré-aquecimento resultante do processo Plasma-*keyhole*, utilizou-se um termômetro infravermelho (Fluke 574) posicionado à 45 mm de distância da poça de fusão do processo Plasma-*keyhole* (280A), tendo a temperatura da placa de teste atingido cerca de 600°C. Neste contexto, a Figura 54 (a) apresenta a largura do

cordão MAG realizado sobre o cordão Plasma-*keyhole*, frio (à 25°C), enquanto que a Figura 54 (b) mostra o cordão MAG executado sobre o Plasma-*keyhole*, pré-aquecido (à 600°C).

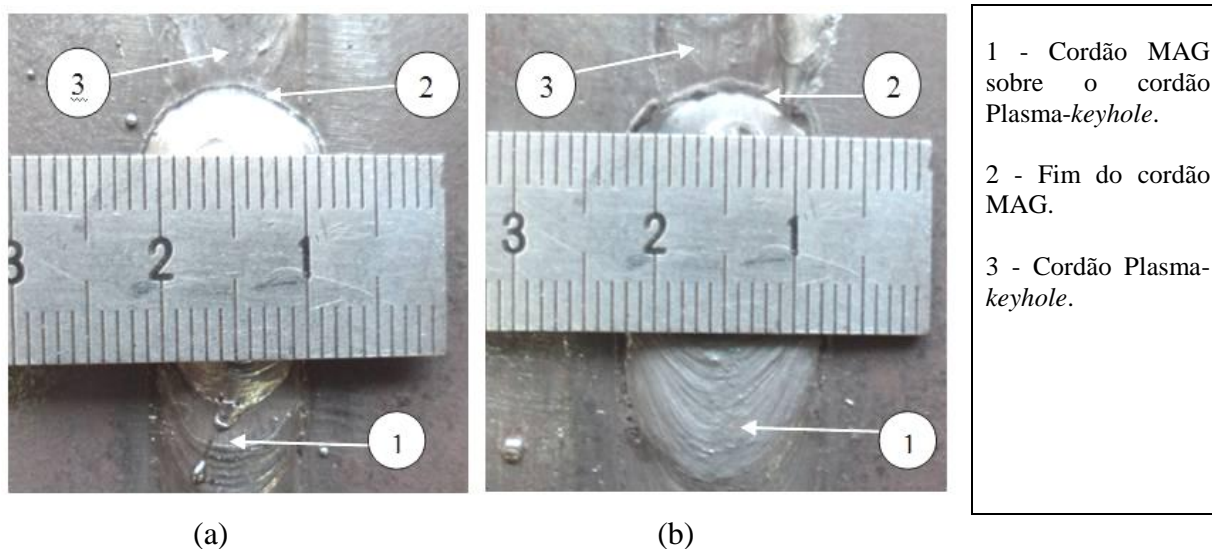


Figura 54 - Aspecto do cordão de solda produzido pelo processo MAG. (a) sem pré-aquecimento e; (b) com pré-aquecimento

5.3.1 Testes com Afastamento Entre as Tochas

Conforme ressaltado anteriormente, o distanciamento entre as tochas afetam o cordão de solda, no sentido de que, quanto maior a distância entre elas, menor é o pré-aquecimento. Para avaliar as mudanças ocorridas na geometria do cordão de solda dos processos Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem* escolheu-se as distâncias entre tochas de 45 mm e 65 mm.

5.3.1.1 Testes com Afastamento Entre as Tochas de 45 mm

Os parâmetros de soldagem e parâmetros de chanfro dos processos Plasma-*keyhole* e MAG, com distanciamento de tochas de 45 mm, estão compilados e apresentados na Tabela 18. Estes parâmetros são os mesmos utilizados pelos processos atuando separadamente, conforme Tabela 11 (Plasma-*keyhole*) e Tabela 15 (MAG), lembrando que não houve modificação dos mesmos devido a necessidade de comparar resultados.

Tabela 18 - Parâmetros de soldagem Plasma-keyhole – MAG em tandem dos Testes 3.1 ao 3.6

TESTE		3.1	3.2	3.3	3.4	3.5	3.6
Configuração do Chanfro	Ângulo	60°	90°	60°	90°	60°	90°
	A.f.r.	4 mm	4 mm	5 mm	5 mm	6 mm	6 mm
Corrente Plasma		240 A	240 A	260 A	260 A	280 A	280 A
Tensão MAG		30 V	30 V	28 V	28 V	28 V	28 V
Velocidade de Alimentação MAG		5 m/min	5 m/min	4 m/min	4 m/min	4 m/min	4 m/min
Velocidade de Soldagem		17 cm/min					
DTP		1,5 mm					
DBCP		15 mm					
Recuo do eletrodo Plasma		2,0 mm					
Ângulo de ponta do eletrodo		30°					
Tipo e Vazão de gás Proteção MAG		75% Argônio + 25% CO ₂ / 12 l/min					
Tipo e Vazão de gás Proteção Plasma		75% Argônio + 25% CO ₂ / 12 l/min					
Tipo e Vazão de gás de Plasma		100% Argônio / 2 l/min					

5.3.1.1.1. Cordão de Solda (Raiz, Face e Seção Transversal)

As características do cordão de solda (face, raiz e seção transversal) dos testes 3.1, 3.2, 3.3, 3.4, 3.5 e 3.6, são apresentadas nas Figuras 55, 56 e 57. O corte realizado na seção transversal foi executado em uma região representativa do cordão de solda. Desta forma, foram evitadas regiões de início e fim de cordão, assim como regiões onde ocorreram desvios do regime normal de operação.

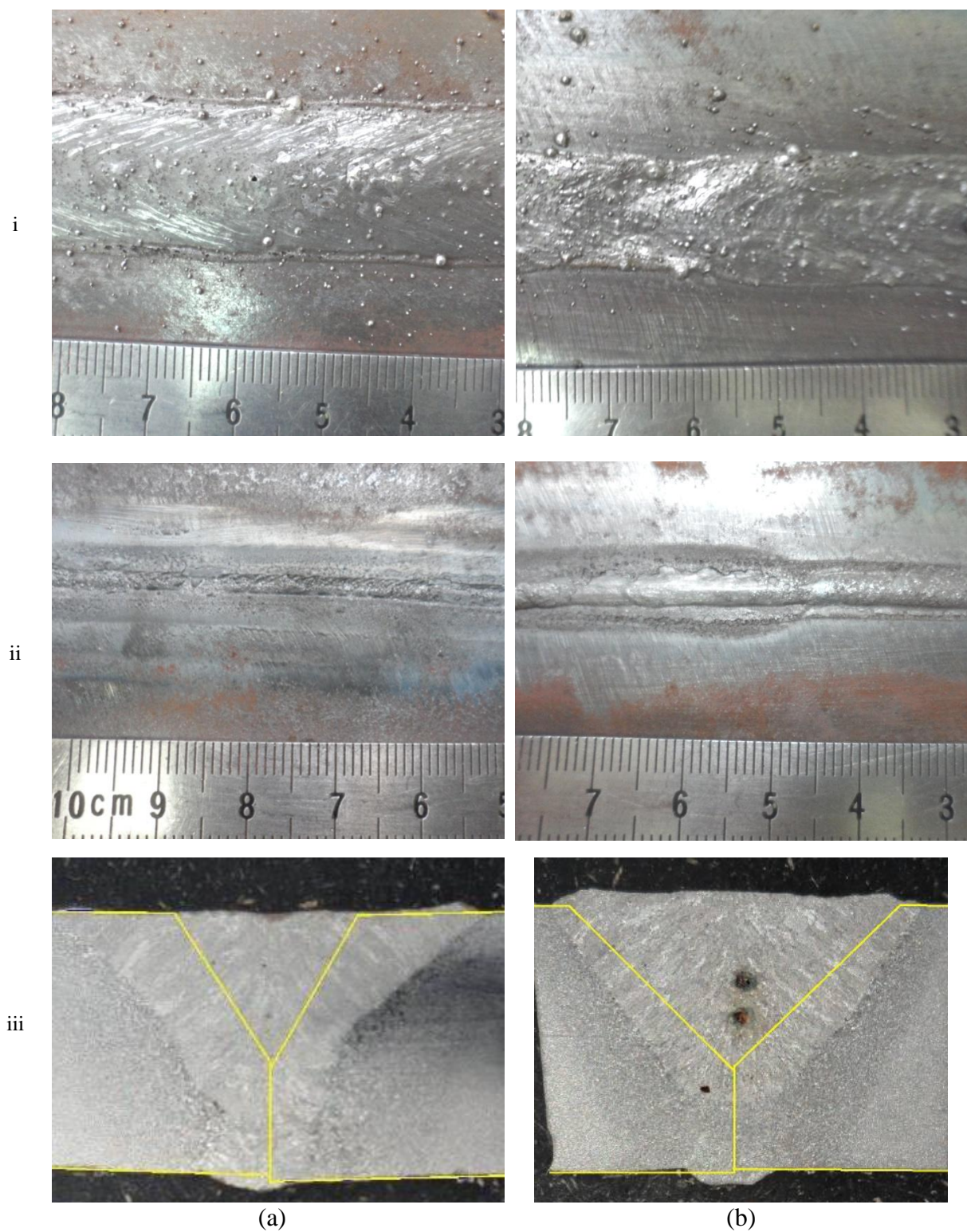


Figura 55 - Imagem do resultado obtido no teste 3.1 (a) e no teste 3.2 (b), mostrando a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

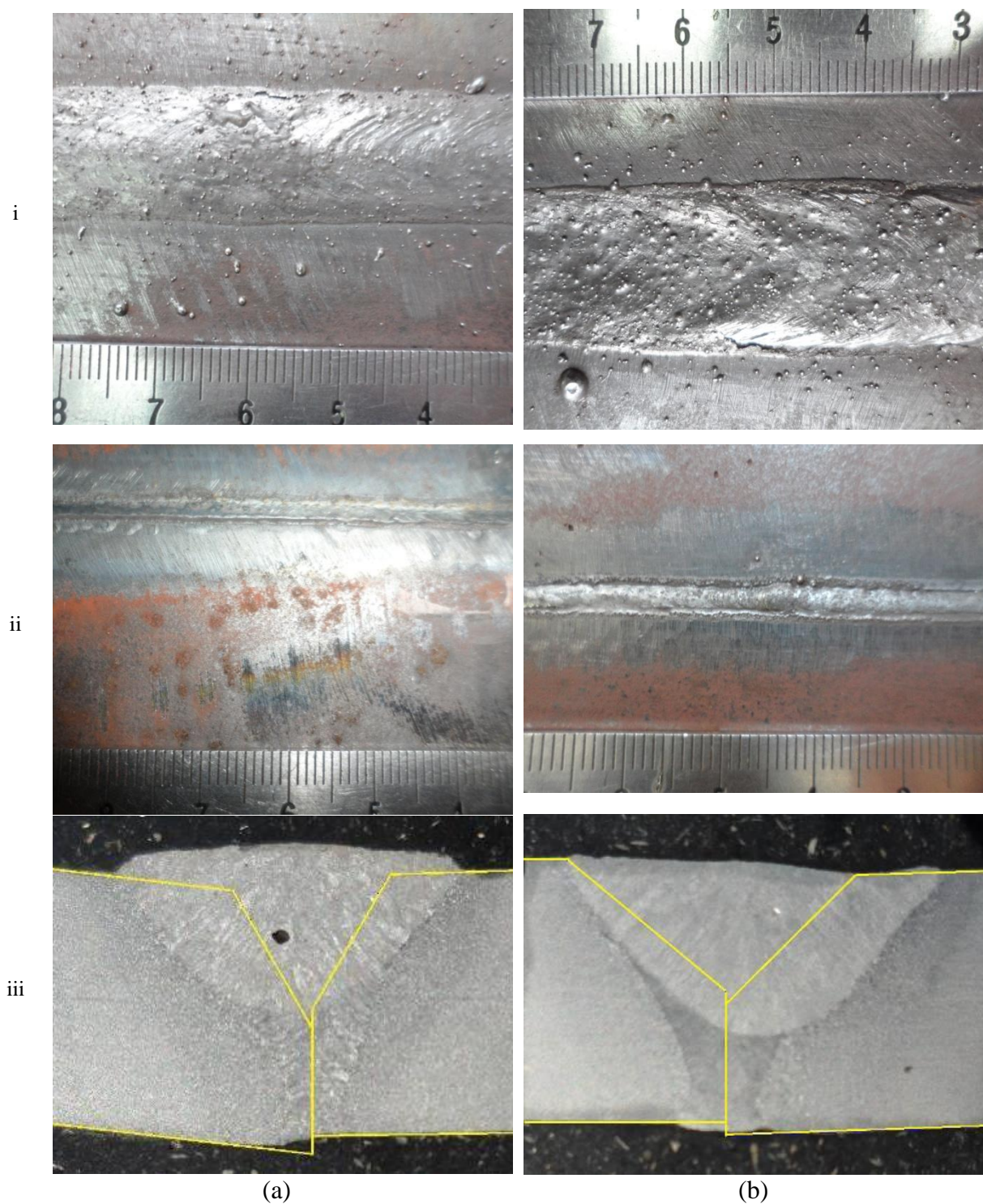


Figura 56 - Imagem do resultado obtido no teste 3.3 (a) e no teste 3.4 (b), mostrando a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

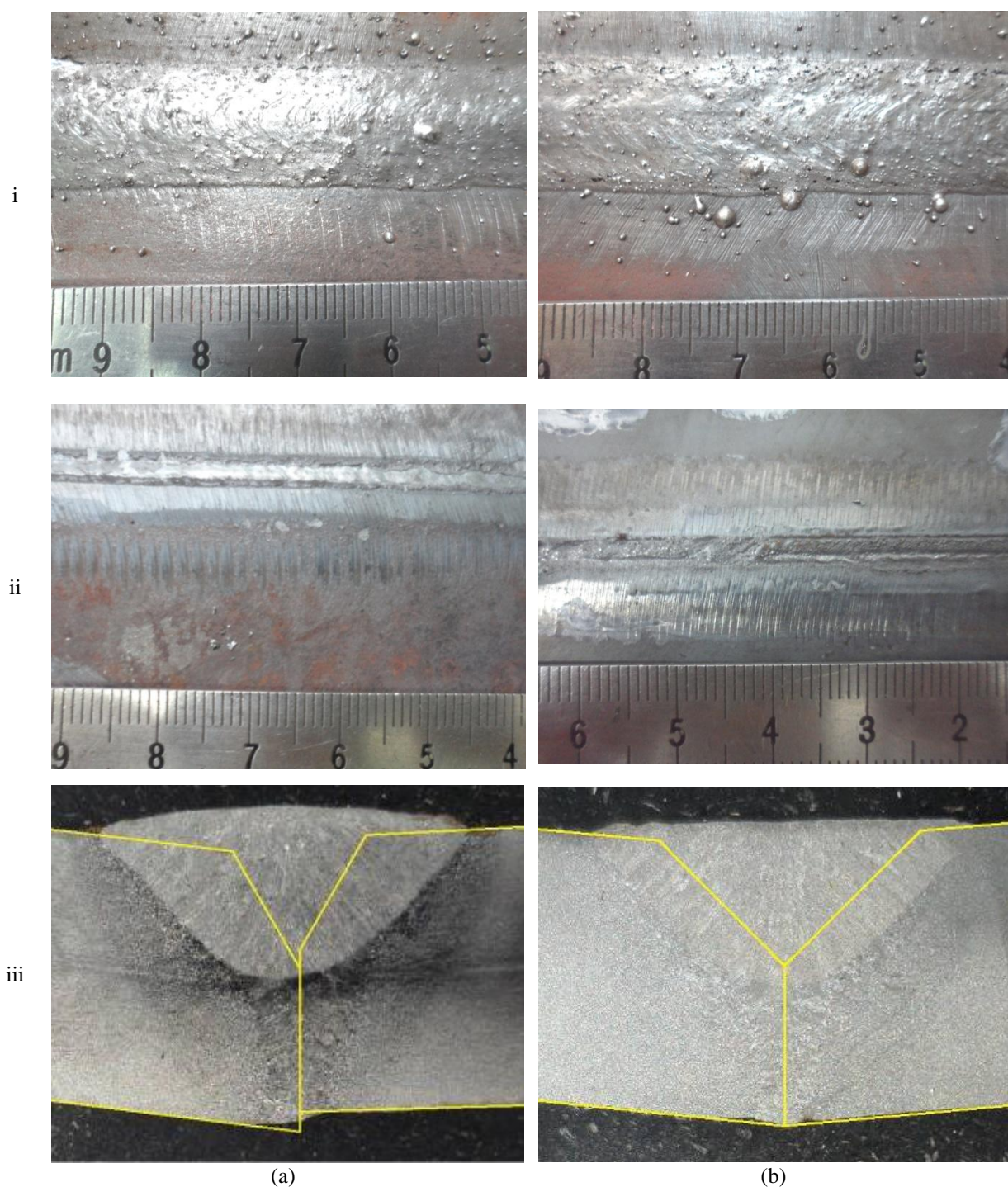


Figura 57 - Imagem do resultado obtido no teste 3.5 (a) e no teste 3.6 (b), mostrando a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

Em uma análise visual dos cordões executados pelo processo Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem* verifica-se que a raiz possui penetração total e o chanfro totalmente preenchido. No entanto, a face do cordão apresenta muitos respingos e, em alguns casos, apresentando

falta de continuidade do cordão. O cordão realizado pelo processo MAG, além dos respingos, apresentou muitos poros.

5.3.1.1.2. Análise Geométrica do Cordão de Solda

Através da análise macrográfica das amostras, nota-se que o cordão Plasma-*keyhole* foi fortemente afetado pelo cordão MAG subsequente, promovendo considerável diluição. A Figura 58 apresenta a comparação entre um cordão executado pelo processo Plasma-*keyhole* (a), e outro com os processos em *tandem* (b). A diluição do cordão MAG e a redução da altura do cordão Plasma-*keyhole* estão apresentadas na Tabela 19.

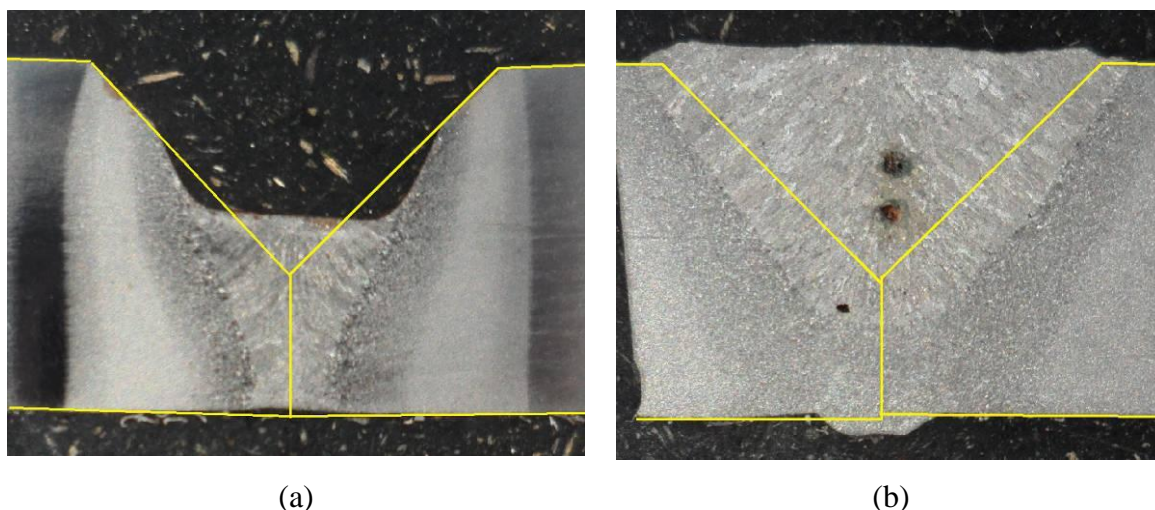


Figura 58 - Seção transversal do Teste 1.2 (a) e do Teste 3.2 (b) para identificação da diluição promovida pelo processo MAG

Tabela 19 - Relação de valores de diluição do processo MAG, altura original e final do cordão Plasma-*keyhole*

Teste	Diluição MAG	Altura Original do Cordão Plasma- <i>keyhole</i>	Altura Final do Cordão Plasma- <i>keyhole</i>	Redução Percentual da Altura
3.1	33%	6,6 mm (Teste 1.1)	4,9 mm	26%
3.2	33%	5,4 mm (Teste 1.2)	3,1 mm	43%
3.3	55%	7,9 mm (Teste 1.3)	4,1 mm	47%
3.4	51%	7,4 mm (Teste 1.4)	3,9 mm	47%
3.5	56%	8,2 mm (Teste 1.5)	5,6 mm	32%
3.6	45%	7,9 mm (Teste 1.6)	5,4 mm	31%

Como os parâmetros de soldagem foram mantidos iguais aos testes com o processo MAG atuando individualmente (2.1 ao 2.4), conclui-se que o pré-aquecimento resultante do processo Plasma-*keyhole* facilitou a fusão do metal, acarretando o aumentando a diluição.

Para calcular o rendimento bruto de fusão para o processo MAG com pré-aquecimento é necessário levar em consideração que uma parcela do metal fundido pelo processo MAG estava à 600°C (placa de teste) e a outra parte estava em temperatura ambiente de 25°C (arame de solda). Por este motivo, a forma como o rendimento bruto de fusão da Primeira e Segunda Etapa foi determinado, teve que ser alterado em relação ao disposto no item 3.13, levando em consideração a diluição, conforme a Equação 12.

$$Q_f = \rho A_{fMAG} c_p (T_f - T_{PT}) \delta + \rho A_{fMAG} c_p (T_f - T_0) (1 - \delta) + \rho A_f L_f \quad (12)$$

Onde:

A_{fMAG} - Área fundida pelo processo MAG [cm²]

δ - Diluição

T_{PT} - Temperatura da Placa de Teste

Os valores de área das amostras foram obtidos via software *SolidWorks 2010*. A Tabela 20 apresenta os valores de η_{bf} do processo MAG com pré-aquecimento. Estes valores mostram que a utilização de pré-aquecimento aumenta o η_{bf} quando comparamos com os resultados do processo atuando isoladamente (sem pré-aquecimento).

Tabela 20 - Rendimento Bruto de Fusão do processo MAG dos testes da Terceira Etapa

Teste	Calor para formação da Poça de Fusão - Q_f	Energia fornecida à peça E [J/cm]	Rendimento Bruto de Fusão η_{bf} [%]
3.1	4681	17000	27,5%
3.2	4614	17000	27,1%
3.3	4027	14933	27,0%
3.4	3903	14933	26,1%
3.5	3648	14933	24,4%
3.6	3651	14933	24,5%

Através dos resultados de macrografia, é possível, também, calcular a área fundida nos testes. Desta forma, temos que: a área fundida = área do cordão – área do chanfro em “V”. A área do cordão é a soma das zonas fundidas pelo processo Plasma-*keyhole* e pelo processo MAG. Estes valores estão apresentados na Tabela 21.

Tabela 21 - Valores de área do cordão, área do chanfro e de área fundida dos testes com os processos Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*

Teste	Corrente Plasma	Ângulo	Área do Cordão	Área do Chanfro	Área Fundida
3.1	240 A	60°	82,5 mm ²	20,8 mm ²	61,7 mm ²
3.2	240 A	90°	96,7 mm ²	36,0 mm ²	60,7 mm ²
3.3	260 A	60°	79,9 mm ²	14,4 mm ²	65,5 mm ²
3.4	260 A	90°	76,1 mm ²	25,0 mm ²	51,1 mm ²
3.5	280 A	60°	77,1 mm ²	9,2 mm ²	67,9 mm ²
3.6	280 A	90°	69,7 mm ²	16,0 mm ²	53,7 mm ²

Os valores de área fundida dos chanfros em “V” com ângulo de 90° são menores que os chanfros com ângulo de 60°.

5.3.1.2 Testes com Afastamento de 65 mm

Os Parâmetros de soldagem e os parâmetros de chanfro dos testes 3.7 e 3.8 estão apresentados na Tabela 22, lembrando que estes parâmetros são idênticos aos testes 3.2 e 3.5, respectivamente.

Tabela 22 - Parâmetros de soldagem Plasma-keyhole – MAG em *tandem* dos Testes 3.7 e 3.8

Teste		3.7	3.8
Configuração do Chanfro	Ângulo	90°	60°
	A.f.r.	4 mm	6 mm
Corrente Plasma		280 A	240 A
Tensão MAG		30 V	28 V
Velocidade de Alimentação MAG		5 m/min	4 m/min
Velocidade de soldagem		17 cm/min	
DTP		1,5 mm	
DBCP		15 mm	
Recuo do eletrodo		2,0 mm	
Ângulo de ponta do eletrodo		30°	
Tipo e Vazão do gás de proteção MAG		75% Argônio + 25% CO ₂ / 12 l/min	
Tipo e Vazão do gás de proteção Plasma		75% Argônio + 25% CO ₂ / 12 l/min	
Tipo e Vazão do gás de Plasma		100% Argônio / 2,0 l/min	

5.3.1.2.1. Cordão de Solda (Raiz, Face e Seção Transversal)

A Figura 59 (a) e (b) apresenta os resultados dos testes 3.7 e 3.8, respectivamente. O corte realizado na seção transversal foi executado em uma região representativa do cordão de solda. Desta forma, foram evitadas regiões de início e fim de cordão, assim como regiões onde ocorreram desvios do regime normal de operação.

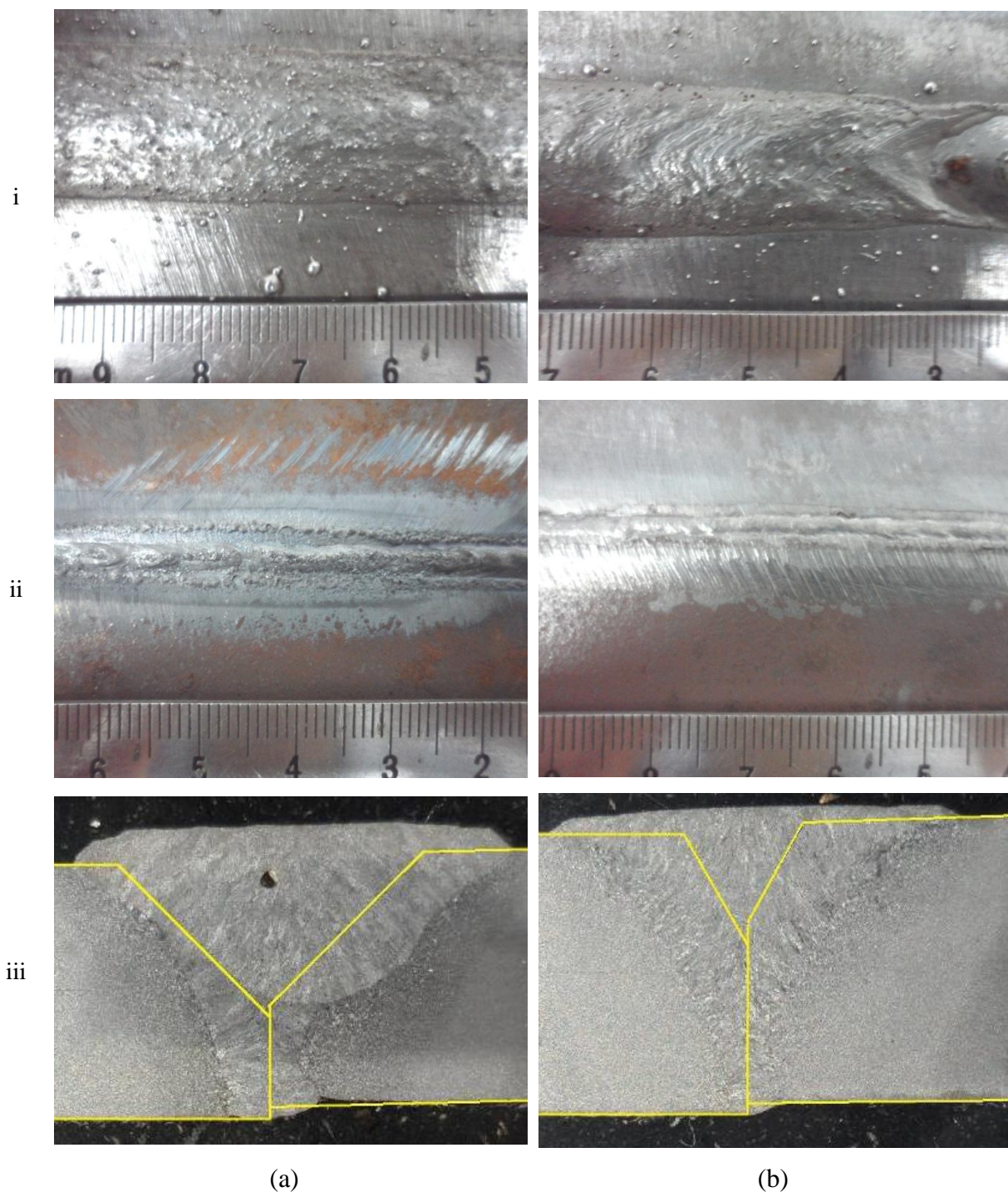


Figura 59 - Imagem do resultado obtido no teste 3.7 (a) e no teste 3.8 (b), mostrando a face (i), a raiz (ii) e a seção transversal do cordão (iii)

Na Figura 59 (b x i), é possível identificar a presença de respingos e falta de continuidade do cordão, devido a alimentação irregular de arame do processo MAG.

Os valores de diluição da Tabela 23 nos testes com 65 mm (testes 3.7 e 3.8) são menores que os testes com 45 mm (testes 3.5 e 3.2). Esta redução na diluição deve-se ao resfriamento da região de solda, promovido pela maior distância entre as tochas. Com a PT

menos aquecida, uma parcela maior de energia do arco MAG foi necessária para elevar a temperatura do metal até a fusão. A redução percentual da altura do cordão Plasma-*keyhole* diminuiu em relação aos testes com 45 mm, mostrando coerência com os valores de diluição.

Tabela 23 - Relação de valores de diluição do processo MAG, altura original e final do cordão Plasma-*keyhole*

Teste	Diluição MAG	Altura Original do Cordão Plasma-<i>keyhole</i>	Altura Final do Cordão Plasma- <i>keyhole</i>	Redução Percentual da Altura
3.7	21%	5,4 mm	4,6 mm	15%
3.8	53%	8,2 mm	7,0 mm	14%

Os valores da Tabela 24 mostram que o valor da área fundida para os testes com afastamento de 65 mm foi menor que nos testes correspondentes com distanciamento de 45 mm.

Tabela 24 - Valores de Área do Cordão, área do chanfro e de área fundida dos testes com os processos Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*

Teste	Área do Cordão	Área do Chanfro	Área Fundida
3.7	96,6 mm ²	36,0 mm ²	60,6 mm ²
3.8	62,6 mm ²	9,2 mm ²	53,4 mm ²

Os valores de Rendimento Bruto de Fusão (η_{bf}) do processo MAG com afastamento de 65 mm não foram analisados devido à falta de valores de temperatura da PT.

5.4 QUARTA ETAPA

A Quarta Etapa contempla as análises da microestrutura e os ensaios da microdureza nas amostras, os quais foram realizados apenas para o aço API 5L-X70. Inicialmente é analisado o MB para que possam ser feitas as comparações com a região de solda.

5.4.1 Caracterização da Microestrutura do MB

A microestrutura do MB encontrada na amostra é similar à descrita pela literatura, sendo formada de uma estrutura de grãos de tamanho reduzido. Outra característica da microestrutura é a existência do bandejamento, com a existência de grãos de ferrita (fase clara) e de perlita (fase escura) alternadamente separados e paralelos em relação a direção de laminação, conforme Figura 60. Conforme Sant'Anna (2006) apud Yiming, et al. (1993), o bandejamento é um tipo de anisotropia microestrutural causada pela segregação de um ou mais elementos durante o processo de resfriamento do aço. A subsequente laminação e tratamento térmico influenciarão na forma, dimensão e grau de bandejamento.

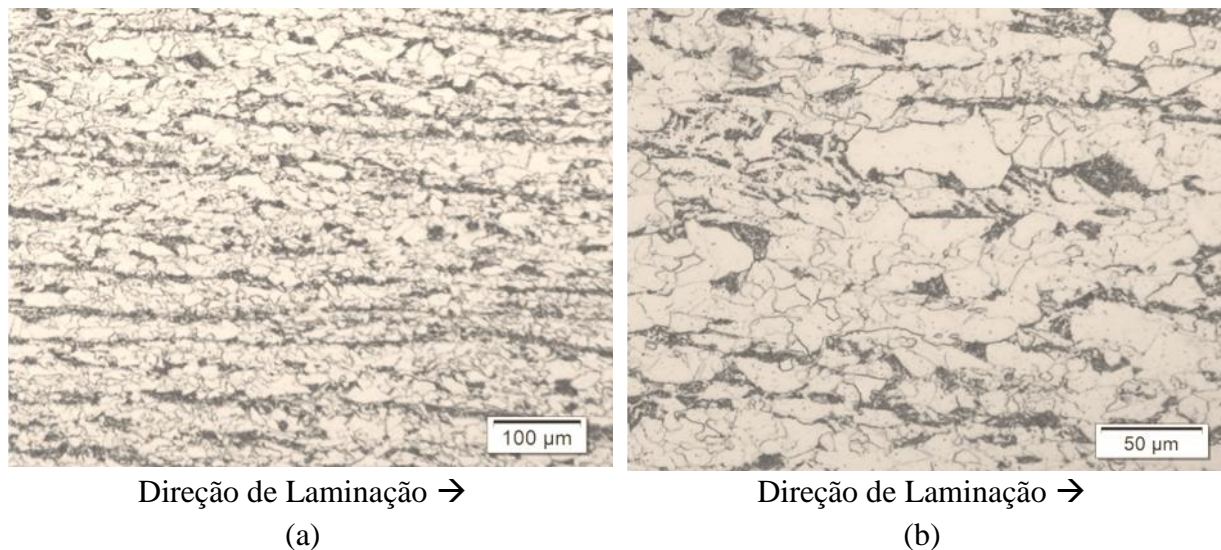


Figura 60 - Imagem de 200x (a) e de 500x (b) do metal de base na condição “Conforme Fornecido”

5.4.2 Microdureza do MB

Para medir a microdureza do MB foram realizadas 9 impressões e retirada a média dos valores. A média encontrada foi de 230 HV0.3 e desvio padrão de 8,8. Este valor de microdureza é próximo ao encontrado por Ramírez et al. (2007), para o aço API 5L-X80, o qual teve valor médio de 228 HV0.3. Em seu trabalho, Ogata (2009) encontrou a dureza média de 205 HV0.3 para o aço API 5L-X65. Não foram aplicados testes de tração ao MB do presente trabalho. Com o perfil de dureza apresentado pode-se afirmar de que não se trata de um API 5L-X70, mas sim um API 5L-X80.

5.4.3 Primeira Etapa – Testes com o Processo de Soldagem Plasma-keyhole

5.4.3.1 Microdureza

Os valores de microdureza encontrados nas regiões de interesse estão apresentados na Tabela 25.

Tabela 25 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo Plasma-keyhole

Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão	Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão
1.1	ZF PLASMA	308	22,5	1.2	ZF PLASMA	313	9,5
	ZTA PLASMA	293	20,0		ZTA PLASMA	266	6,0
1.3	ZF PLASMA	278	10,3	1.4	ZF PLASMA	298	14,5
	ZTA PLASMA	251	12,3		ZTA PLASMA	255	8,7
1.5	ZF PLASMA	268	7,3	1.6	ZF PLASMA	265	8,9
	ZTA PLASMA	260	9,5		ZTA PLASMA	248	5,8

Os valores de dureza encontrados na ZF PLASMA comprovam que o ângulo de chanfro de 90° promove microestruturas de maior dureza em relação ao ângulo de 60°. Esta diferença de dureza entre as amostras vai se reduzindo até se tornar estável, como é o caso dos Testes 1.5 e 1.6. A configuração do chanfro nos Testes 1.5 e 1.6 resulta em um volume fundido das faces do chanfro similares, conforme apresentado na Figura 49 iii (a) e (b). Com um volume fundido muito parecido, o tempo de resfriamento é semelhante e consequentemente a dureza.

A ZTA PLASMA apresentou dureza mais elevada nas amostras com altura de face de raiz de 4 mm (Testes 1.1 e 1.2) do que nos outros testes (de 1.3 ao 1.6) seguindo a tendência da ZF PLASMA. Nos testes de 1.3 até 1.6 a dureza se manteve em um patamar médio de 254 HV0.3.

5.4.3.2 Caracterização da Microestrutura

As microestruturas obtidas nas ZF PLASMA dos testes 1.1 e 1.2 apresentaram elevadas durezas provavelmente pelo resfriamento acelerado proporcionado pela elevada densidade de energia do *keyhole* e pela geometria destes chanfros absorverem menor quantidade de energia. Com isto, teve-se uma maior extração de calor e consequentemente uma taxa de resfriamento mais acentuada, em relação às outras geometrias de chanfro.

Conforme figuras de seção transversal dos testes desta etapa, nota-se que os ângulo de chanfro de 90° promoveram o menor fusão do metal das paredes da face do chanfro, atingindo mais facilmente a região da raiz. Desta maneira, houve a menor absorção de calor na peça proporcionando um resfriamento mais acelerado quando comparado ao ângulo de 60°, resultando numa microestrutura de maior dureza. A microestrutura resultante na ZF PLASMA do Teste 1.2 é basicamente formada de Bainita Superior (UB) e Ferrita Acicular (AF), conforme observado na Figura 61.

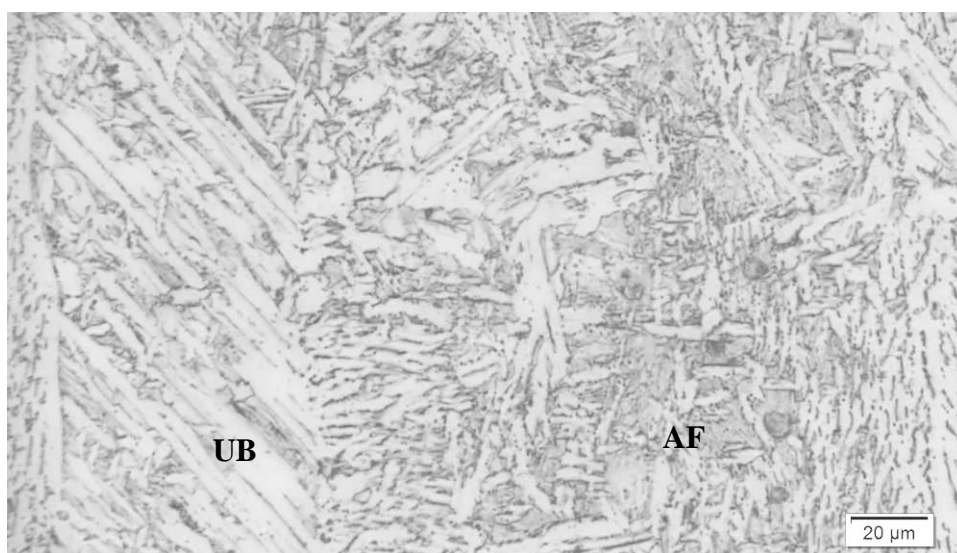


Figura 61 - Microestrutura da ZF PLASMA do Teste 1.2 (Aumento = 500x)

As durezas mais baixas apresentadas na ZF PLASMA dos Testes 1.5 e 1.6 foram resultantes de um resfriamento mais lento provocado principalmente pela geometria do chanfro promover maior absorção de energia do arco Plasma, visto o maior volume de material atingido. A Figura 62 apresenta a microestrutura do Teste 1.6, a qual é constituída de Bainita Superior (UB) e Ferrita Acicular (AF). A diferença entre as microestruturas formadas no Teste 1.2 e no Teste 1.6 é o grau de refinamento. A Bainita Superior formada no Teste 1.2 apresenta uma morfologia típica, conforme Kou (2003).

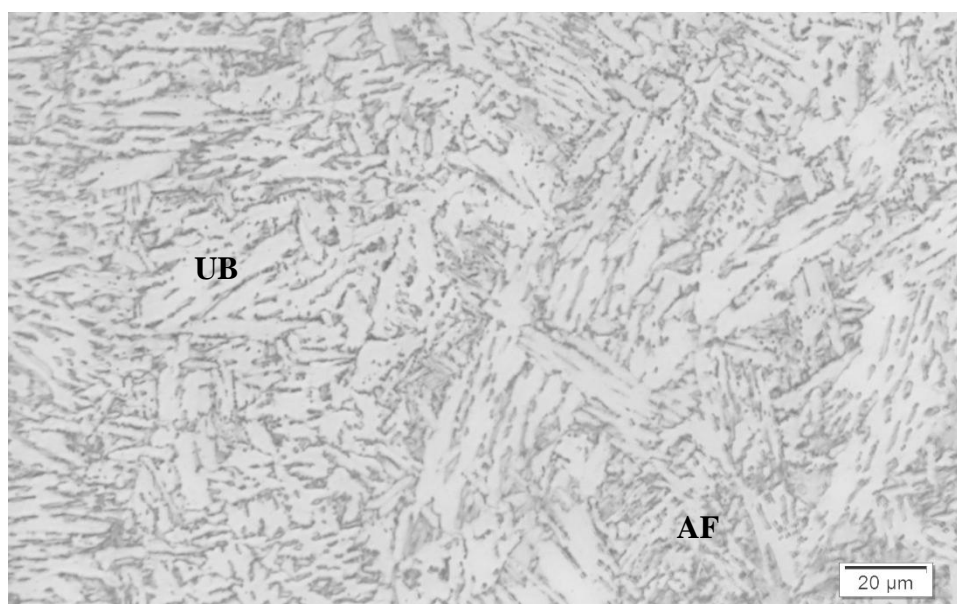


Figura 62 - Microestrutura da ZF PLASMA do Teste 1.6 (Aumento = 500x)

5.4.4 Segunda Etapa – Testes com o Processo de Soldagem MAG

5.4.4.1 Microdureza

A Tabela 26 apresenta os valores de microdureza encontrados nos cordões das PT's soldadas com MAG.

Tabela 26 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo MAG

Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão	Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão
2.1	ZF MAG	240	13,2	2.2	ZF MAG	224	6,0
	ZTA MAG	219	8,5		ZTA MAG	220	3,6
2.3	ZF MAG	221	10,8	2.4	ZF MAG	224	8,7
	ZTA MAG	220	5,0		ZTA MAG	235	12,6

A dureza média da ZF MIG ficou ligeiramente menor do que o valor de dureza média do MB (228 HV0.3).

5.4.4.2 Caracterização da Microestrutura

A ZF MAG do Teste 2.1 apresentou microestrutura formada por Ferrita Acicular - AF, Ferrita Primária de Contorno de Grão - PF (G), Ferrita de Segunda Fase Alinhada FS (A), conforme Figura 63.

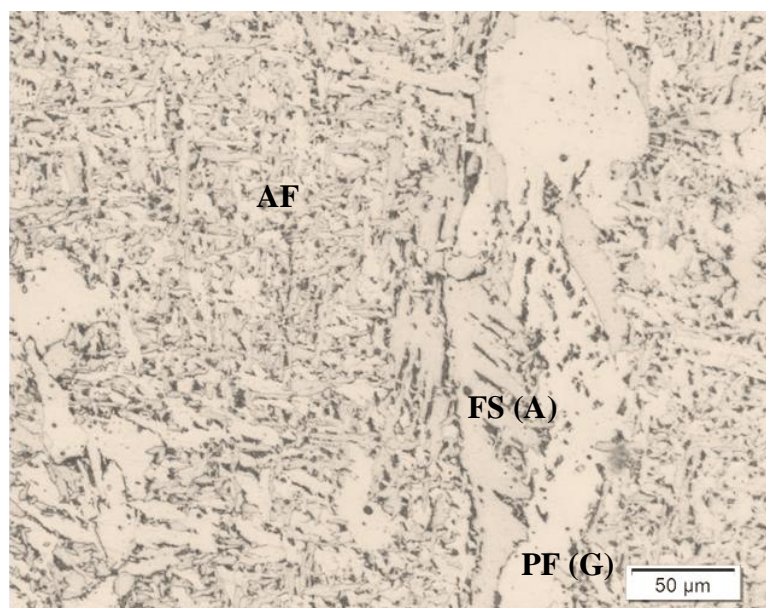


Figura 63 - Imagem da ZF MAG do Teste 2. 1 (Aumento 500x)

5.4.5 Terceira Etapa – Testes com os Processos Plasma-keyhole – MAG em Tandem

5.4.5.1 Microdureza

As durezas dos cordões de solda produzidos pelos processos em tandem estão compiladas na Tabela 27. É interessante notar que as durezas da ZF MAG aumentaram e da ZF PLASMA reduziram, em comparação com os testes feitos com os processos de soldagem isoladamente. A explicação da redução da dureza na ZF PLASMA é que o ciclo térmico promovido pela soldagem MAG resultou numa estrutura de menor dureza. Para a ZF MAG, o aumento da dureza pode ter ocorrido pela precipitação de carbonetos originados pela elevada diluição da soldagem MAG.

A redução de dureza observada na região da ZF PLASMA é interessante sob o ponto de vista do comportamento da junta em serviço. Neste sentido, a norma API 5L (2007) recomenda que as soldas realizadas na fabricação dos tubos com costura utilizando o processo Laser ou o processo de soldagem por Alta Frequência sejam submetidas a um processo térmico similar a um tratamento térmico de normalização. Esta recomendação deve-se ao fato de que estes processos de soldagem acarretam velocidades de resfriamento elevadas, produzindo microestruturas frágeis, o que compromete o comportamento da junta em serviço. O processo MAG subsequente ao Plasma-*keyhole* produz o efeito de processo térmico similar a normalização, reduzindo a dureza da microestrutura do metal. É importante ressaltar que, conforme a norma API 5L (2007), o processo Plasma-*keyhole* não é um processo normalizado.

Tabela 27 - Microdureza Vickers encontradas nas regiões do cordão realizado pelo processo Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*

Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão	Teste	Região	Dureza (HV 0.3)	Desvio Padrão
3.1	ZF MAG	256	8,1	3.2	ZF MAG	268	10,1
	ZF PLASMA	230	7,0		ZF PLASMA	234	3,2
	ZTA TANDEM	225	12,2		ZTA TANDEM	241	4,2
3.3	ZF MAG	236	5,5	3.4	ZF MAG	260	9,4
	ZF PLASMA	220	1,0		ZF PLASMA	228	1,7
	ZTA TANDEM	213	5,2		ZTA TANDEM	238	4,6
3.5	ZF MAG	241	6,7	3.6	ZF MAG	250	7,0
	ZF PLASMA	225	4,2		ZF PLASMA	232	2,0
	ZTA TANDEM	221	3,9		ZTA TANDEM	232	4,3
3.7	ZF MAG	269	13,4	3.8	ZF MAG	242	4,2
	ZF PLASMA	250	6,1		ZF PLASMA	252	6,8
	ZTA TANDEM	241	6,4		ZTA TANDEM	256	9,5

5.4.5.2 Caracterização da Microestrutura

A Figura 64 mostra a microestrutura do teste que obteve a menor dureza (Teste 3.5) na ZF MAG e a Figura 65 mostra a microestrutura de maior dureza (Teste 3.2) na ZF MAG. As microestruturas de ambos é semelhante, basicamente formado de AF, FS(A) e PF(G). No entanto, observando as microestruturas resultantes é possível atribuir a menor dureza da ZF MAG do teste 3.5 devido a maior quantidade de FS(A) e devido a ferrita acicular mais

grosseira. As microestruturas da ZF MAG dos outros testes se mantiveram semelhantes aos testes 3.2 e 3.5.

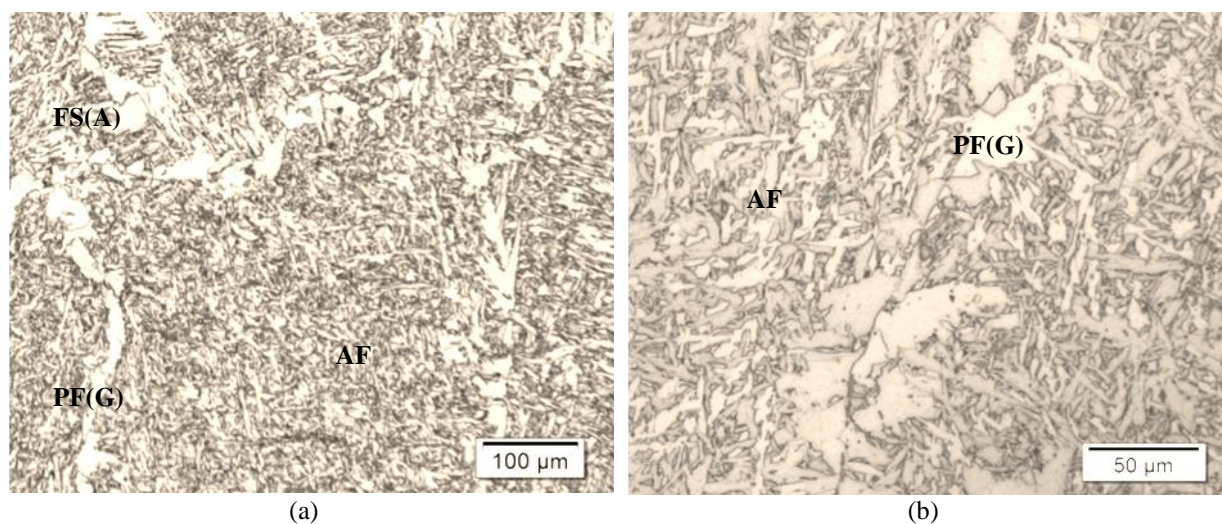


Figura 64 - ZF MAG – Teste 3.5. Aumento: 200x (a) e 500x (b)

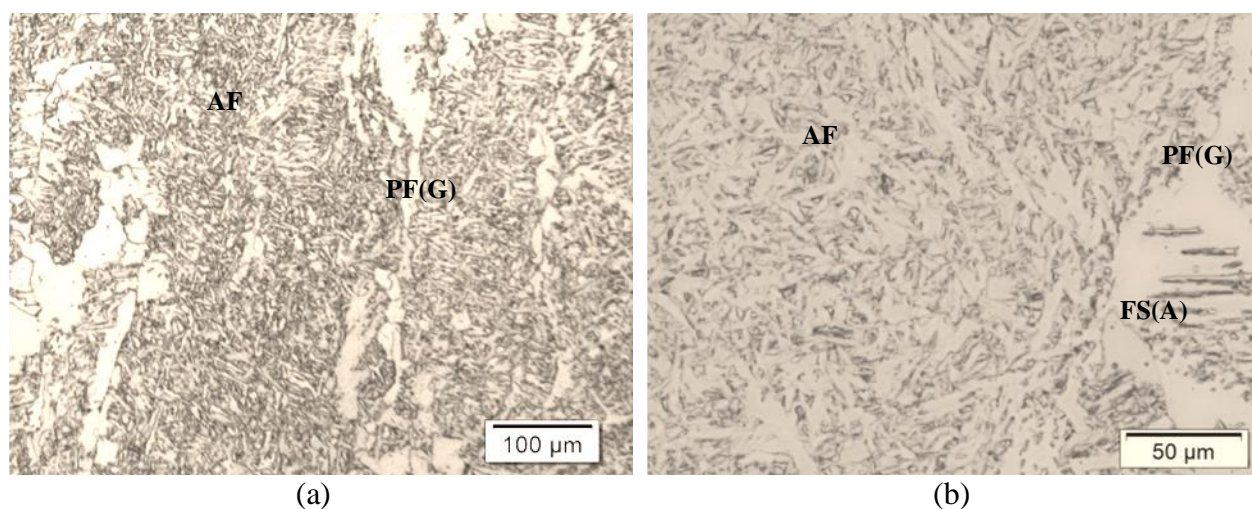


Figura 65 - ZF MAG – Teste 3.2 Aumento: 200x (a) e 500x (b)

A ZF PLASMA do teste 3.5 obteve uma das menores durezas, enquanto que do teste 3.8 obteve a maior. A Figura 66 e 67 mostra as microestruturas destes testes. A comparação destas figuras é interessante, pois os parâmetros de soldagem dos testes são idênticos, com exceção da distância entre tochas.

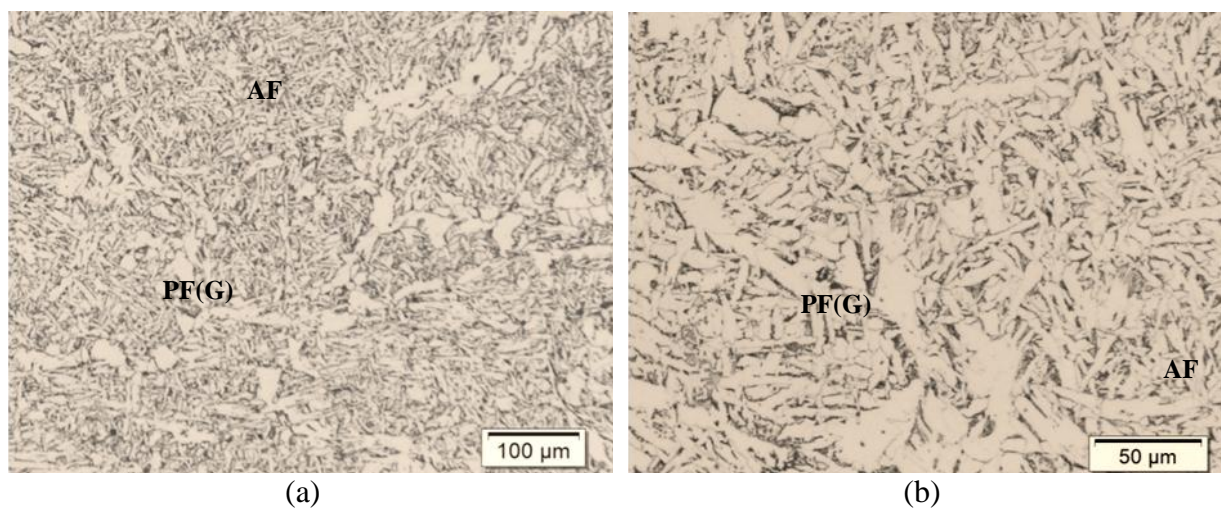


Figura 66 - ZF PLASMA – Teste 3.5 Aumento: 200x (a) e 500x (b)

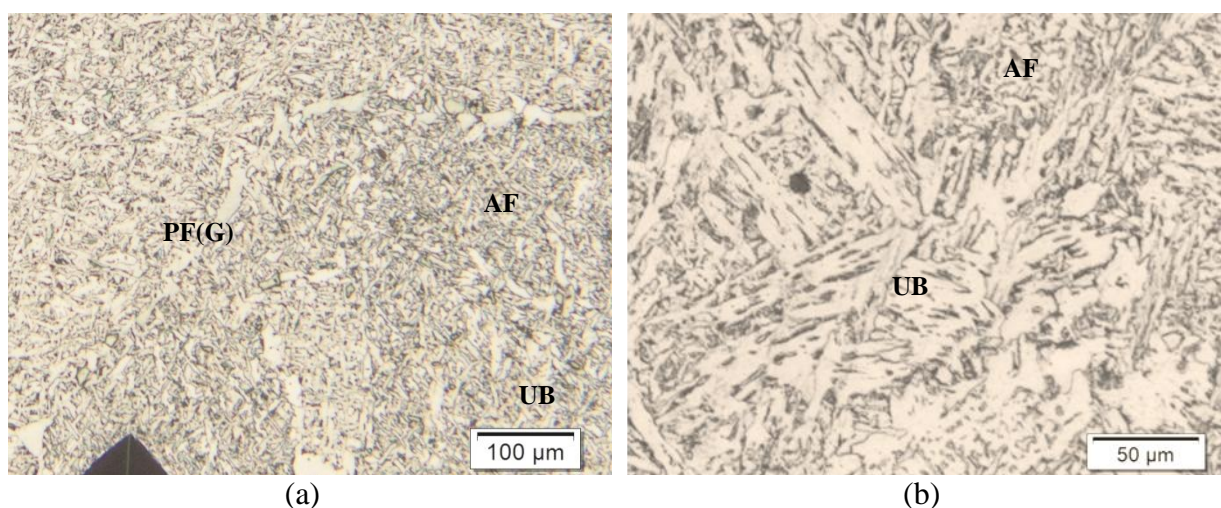


Figura 67 - ZF PLASMA – Teste 3.8 Aumento: 200x (a) e 500x (b)

5.4.6 Análise Comparativa Entre Etapas

Neste item as análises serão feitas entre a Primeira Etapa e a Terceira Etapa (testes com Plasma-keyhole) e entre a Segunda Etapa e a Terceira Etapa (testes com MAG). O intuito destas comparações é relatar as mudanças ocorridas nos cordões de solda realizados pelos processos isolados e em *tandem*.

5.4.6.1 Comparação Entre Primeira e Terceira Etapa

Serão analisadas as ZF's PLASMA de testes da Primeira e da Terceira Etapa que apresentaram mudanças de dureza mais evidentes, como é o caso do teste 1.5 e 3.5.

No Teste 3.5 a ZF PLASMA sofreu uma grande redução na dureza, chegando a 221 HV 0.3, devido ao ciclo térmico mais longo. A microestrutura da ZF PLASMA do teste 3.5 é composta predominante de FS(A), FS(NA), AF e PF(G), conforme pode ser observada na Figura 68. Para ilustrar o significado do ciclo térmico sofrido no teste 3.5 e a queda na dureza, compara-se este teste com o teste 1.5, onde a dureza atingiu 268 HV 0.3. A microestrutura do teste 1.5 é bem mais refinada, composta de UB e AF, conforme Figura 69.

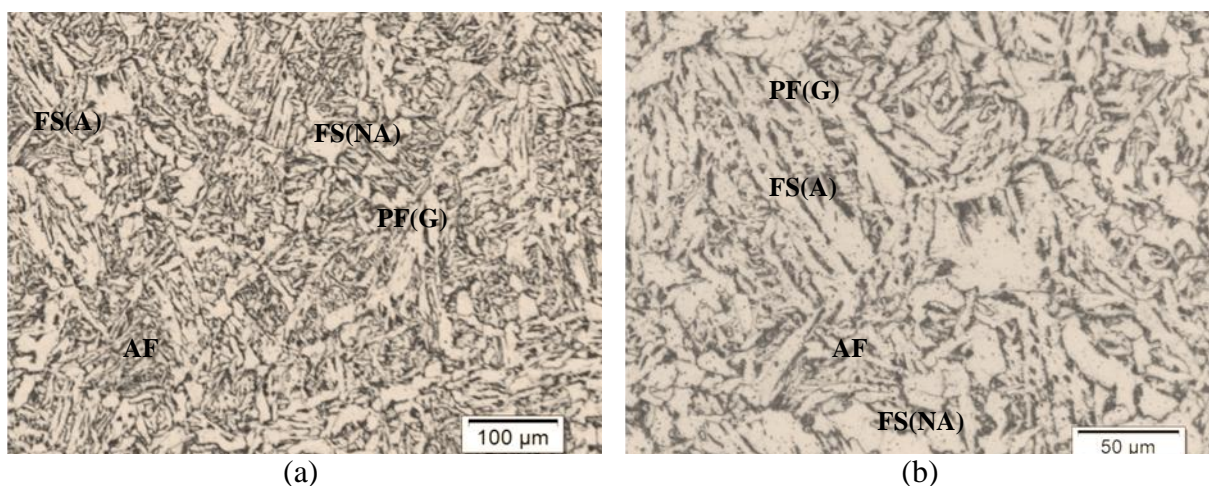


Figura 68 - Zona Fundida Plasma do Teste 3.5. (a) aumento de 200x e em (b) aumento de 500x

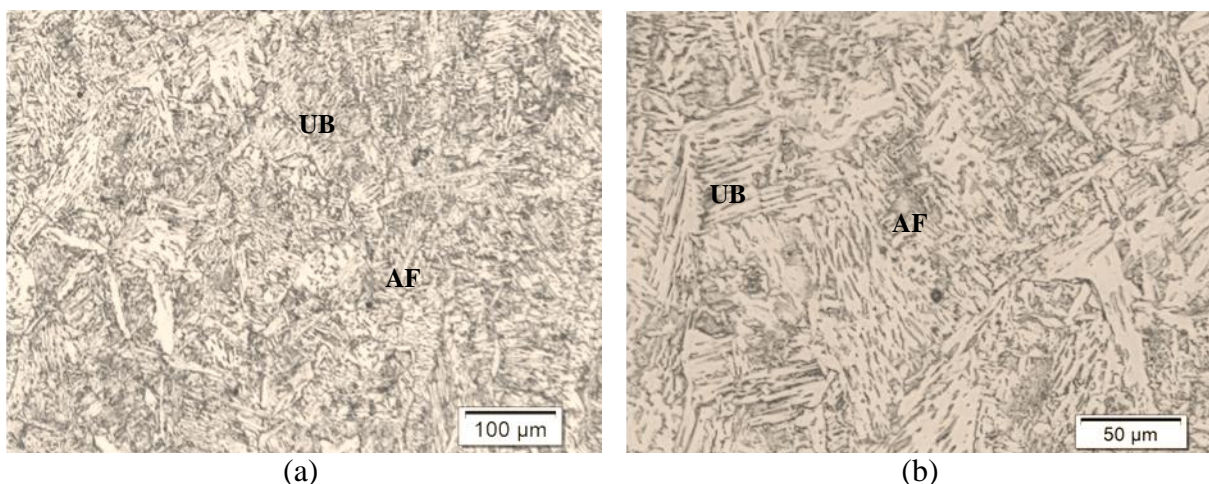


Figura 69 - Zona Fundida Plasma do Teste 1.5. (a) aumento de 200x e em (b) aumento de 500x

5.4.6.2 Comparação Entre Segunda e Terceira Etapa

A comparação entre os Testes 2.3 e 3.7, com dureza de 221 HV0.3 e 269 HV0.3, respectivamente, mostram que as microestruturas resultantes são compostas de AF e PF(G).

Porém, é possível notar diferenças de morfologia entre o Teste 2.3 (Figura 70) e do Teste 3.7 (Figura 71), sendo possível admitir que a microestrutura do Teste 3.7 é mais refinada, em relação ao Teste 2.3.

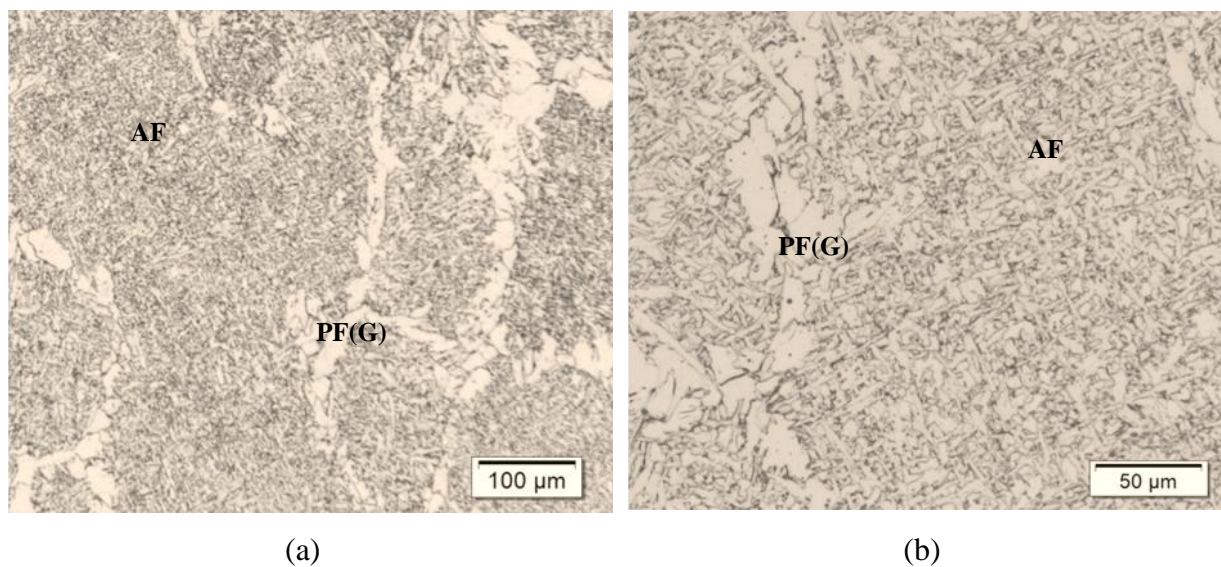


Figura 70 - Zona Fundida MAG do Teste 2.3. (a) aumento de 200x e em (b) aumento de 500x

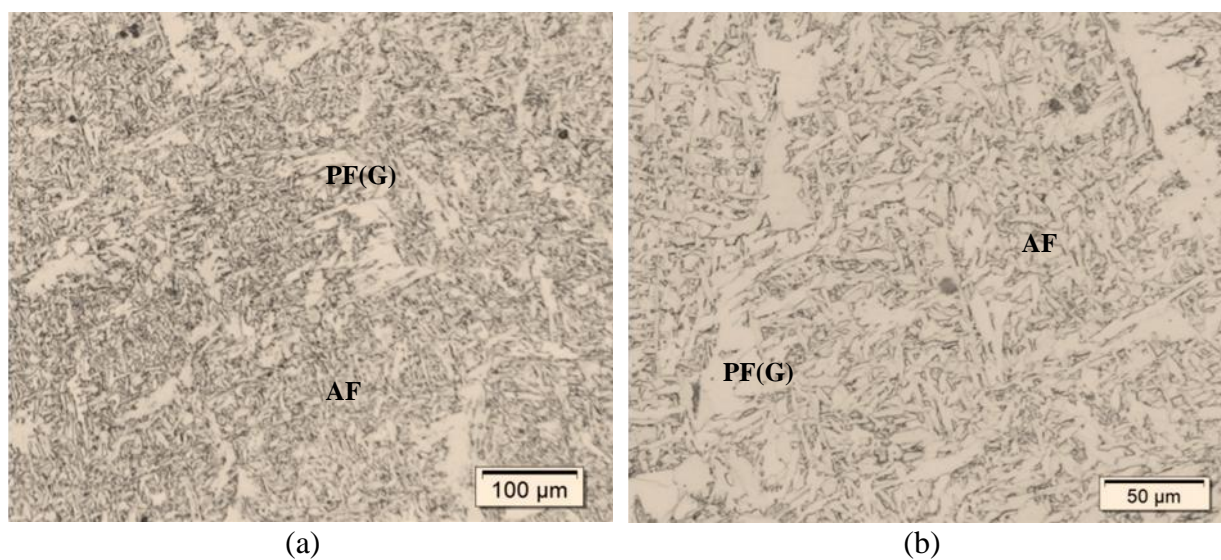


Figura 71 - Zona Fundida MAG do Teste 3.7. (a) aumento de 200x e em (b) aumento de 500x

5.5 ANÁLISE DOS DEFEITOS DE SOLDAGEM

5.5.1 Porosidade e Respingos

Conforme pôde ser observado nas figuras de macroestrutura, houve a presença de porosidade e respingos em alguns testes com a soldagem MAG. Estes defeitos se originam na escolha de parâmetros de soldagem. Não é objetivo do presente trabalho, identificar quais os parâmetros de soldagem reduzem os poros e respingos na soldagem MAG, mas sim, aqueles que atendem aos Critérios de Aceitação.

5.5.2 Trinca de Solidificação Intergranular

A amostra do Teste 1.5 apresentou uma trinca de solidificação exatamente no centro do cordão Plasma-*keyhole*. Esta ocorreu próximo da superfície da face do cordão, justamente na região de maior largura do cordão a qual apresenta o maior volume de material fundido, conforme Figura 72.

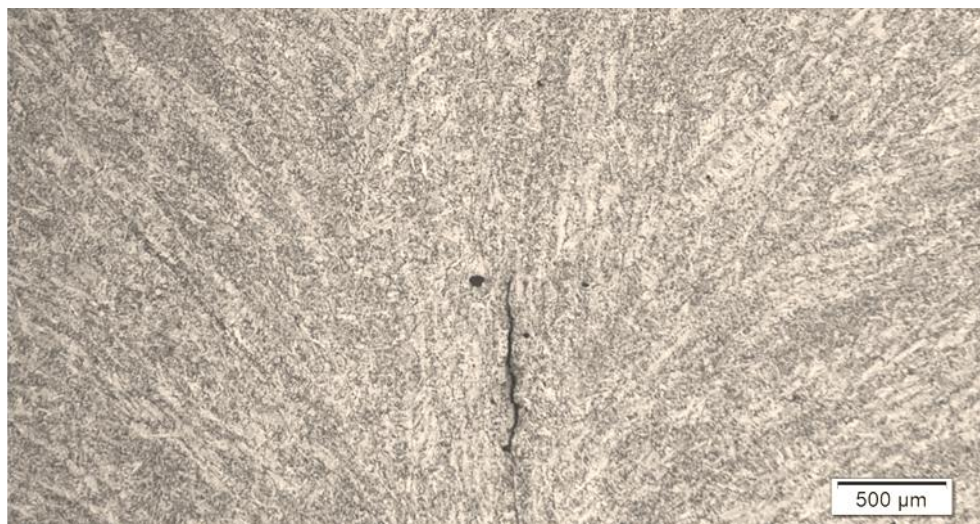


Figura 72 - Trinca ocorrida na solidificação do cordão Plasma-*keyhole* no Teste 1.5 (Aumento: 50x)

Conforme Kou (2003), estas trincas são intergranulares e formadas durante a fase final de solidificação, devido a forças de contração térmica e a presença de um filme líquido no contorno de grão.

6 CONCLUSÃO

Os resultados obtidos no presente trabalho mostraram a possibilidade da soldagem, em único passe, de chapas de aço API 5L-X70 de espessura de 10 mm através dos processos Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem*. Os bons resultados obtidos com os diferentes tipos de geometria de chanfro comprovam a flexibilidade do processo e sua aplicabilidade em diversas configurações.

No que diz respeito aos resultados obtidos, as conclusões retiradas deste trabalho são:

- O processo Plasma, operando no modo *keyhole*, mostrou ser estável e com boa repetibilidade quando aplicado à execução da raiz do cordão. O processo promove rápido resfriamento, proporcionando microestruturas de maior dureza.
- O processo Plasma-*keyhole*, quando aplicada a soldagem com chanfro em “V”, mostrou ser fortemente influenciado pela Distância Tocha Peça.
- O processo MAG quando utilizado em *tandem*, acarretou o aumento da diluição e do rendimento bruto de fusão em comparação ao processo isolado, devido ao pré-aquecimento promovido pelo Plasma-*keyhole*.
- As geometrias do chanfro testadas mostraram-se, à principio, adequadas ao processo *tandem*. O ângulo de chanfro de 90° promoveu menor fusão das paredes da face do chanfro na execução da raiz pelo Plasma-*keyhole*; em contrapartida, requer maior quantidade de aporte de material pelo processo MAG.
- As durezas apresentadas na região do cordão de solda executada pelo Plasma-*keyhole* atuando isoladamente foi sensivelmente maior que as obtidas pelos processos em *tandem*. Esta redução da dureza é benéfica ao comportamento da junta em serviço.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a. Utilizar gases inertes como gás de proteção dos processos Plasma-*keyhole* e MAG.
- b. Aplicar a soldagem Plasma-*keyhole* – MIG/MAG em *tandem* para espessuras maiores que 10 mm para o reconhecimento da limitação do processo.
- c. Utilização do bocal constritor com os diâmetros recomendados pelo fabricante da tocha Plasma conforme a corrente aplicada.
- d. Emprego de equipamento eletrônico de aquisição de parâmetros elétricos (tensão e corrente) para identificar o comportamento elétrico dos processos em operação e, assim, estudar a interferência elétrica entre eles.
- e. Emprego de corrente pulsada no processo Plasma-*keyhole* e/ou no processo MIG/MAG.
- f. Estudo de condições de soldagem *tandem* com as tochas mais próximas e mais distantes mapeando as mudanças ocorridas nos resultados.
- g. Utilização de outros processos de soldagem à serem acoplados a tocha Plasma-*keyhole*, tais como, Plasma alimentado e TIG.
- h. Testes mecânicos nas juntas soldadas pelo processo Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem* para ampliar o conhecimento do processo, assim como validar seu uso na construção de tubos.
- i. Testar o comportamento do processo Plasma-*keyhole* – MAG em *tandem* em soldagem circunferencial.

REFERÊNCIAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 12712**: Projeto de sistemas de transmissão e distribuição de gás combustível. Rio de Janeiro, 2002.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Section IX**: Welding and Brazing Qualifications. New York, 2007.
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 1104**: Welding Pipelines and Related. 20ª Ed. Facilites, 2005.
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5L**: Specification for Line Pipes. 47ª Edição Washington, 2007.
- ASM Handbook. **Materials Park**. Vol. 6, Ohio, 1993.
- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Materials and Applications**. Handbook. 9ª ed., 2011.
- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Process**. Handbook, Capítulo 10 - 8ª ed., 1990.
- Alves, V. J. **Desenvolvimento de Envelopes Operacionais para Processo MIG/MAG Robotizado com Diferentes Gases de Proteção**. Dissertação de Mestrado. Porto Alegre: UFRGS, 2009.
- BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. Efeito do gás de proteção e do modo de transferência na aplicação da liga 625 em aço carbono. **Revista Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v. 14, n. 4, Oct./Dec. 2009.
- BOHME, D.; NENTWIG, A.; KNOCH, R. **A high efficiency welding process - the double wire welding**. IIW International Congress, 1996, Auckland: 1996, p. 1393-1407.
- BONACORSO, N. G.; DUTRA, J. C. Adequação do Processo Plasma com Alimentação Automática de Arame para Recuperação de Superfícies por Soldagem Robotizada. **Revista Soldagem & Inspeção**, São Paulo, vol. 12, n. 4, p.269- 275, 2007.
- BRACARENSE, A.; ZEEMANN, A.; ALMEIDA, D.; URTADO, E.; FERRER, S.; PEREIRA, U. A Soldagem GMAW (ou MIG/MAG). **Revista da Soldagem - ABS**, ano I, n. 4, p. 17, 2002.
- CAMARGO, R. F. **Contribuição ao estudo de filtros ativos de potência**. Dissertação de Mestrado, Santa Maria: UFSM, 2002.
- CARDOSO, B.; VIANA, C. Dutos – Por terra adentro e mar afora. **TN Petróleo**, n. 67, p. 56-59, 2009.
- CARVALHO, R. S.; KINDERMANN, R. M.; DUTRA, J. C.; BONACORSO, N. G. **Estudo Sobre a Influência da Frequência de Tecimento nas Características dos Cordões em Operações de Revestimento de Modo Automatizado**. 6º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, Caxias do Sul, 2011.

Da SILVA, E. F.; MACEDO Jr., J. R.; SCOTTI, A.; De OLIVEIRA, J. C. **Power quality analysis of Gas Metal Arc Welding process operating under different drop transfer modes**. XI Brazilian Power Electronics Conference, Natal, 2011.

DALPIAZ, G., MACHADO, I. G. **Efeito do Gás Hélio Associado a Misturas de Argônio e CO₂ na Soldagem MIG/MAG**. XXIII ENTS, São Paulo, 1997.

DÍAZ, V. M. V. **Influência de Parâmetros e Variáveis da Soldagem Plasma sobre as Características da Solda com Ênfase na Análise da Abertura e Fechamento do Keyhole**. Dissertação de Mestrado. Florianópolis: UFSC, 1999.

DÍAZ, V. V.; DUTRA, J. C.; GOHR Jr., R. **Estudo da Soldagem Plasma pela Técnica Keyhole com Corrente Contínua Pulsada Concernente à Influência das Variáveis Sobre a Geometria da Solda**. In: XXVIII CONSOLDA, Salvador, 2002.

DOBIGNIES, A. A., **Estudo do Rendimento de Deposição de Material na Soldagem MIG/MAG em Condições de Transferência Metálica por Curto-Circuito Forçado**. Dissertação de Mestrado. Curitiba: UFPR, 2008.

DUPONT, J. N.; MARDER, A. R. **Thermal Efficiency of Arc Welding Processes**. Welding Journal, p. 406-416, dezembro, 1995.

DYKHNO, I.; DAVIS, R. **Joining GMAW and GTAW**. The Fabricator, Illinois, p. 60-62, novembro 2006.

ESAB. Apostila - **Soluções ESAB Para Soldagem de Tubulações**, 2011.

ESSER, W. G; WALTER, R. **Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA and Plasma-GMA welding**. Welding Journal, p. 37-s a 42-s, 1981.

FERREIRA FILHO, D.; BÁLSAMO, P. S. S.; FERRARESI V. A. **Influência do Tipo de Gás de Proteção da Soldagem MIG/MAG na Qualidade de Cordão de Aço Inoxidável**. 4º COBEF, 2007.

FREIRE, J. L. F. **Engenharia de Dutos**. Editora ABCM, Rio de Janeiro, p. 4.4 - 4.5, 2009.

FUERSCHBACH, P. W.; KNOROVSKY, G. A. **A Study of Melting Efficiency in Plasma Arc and Gas Tungsten Arc Welding**. Welding Journal, p. 287-297-s, Nov. 1991.

GORNI, A. A.; SILVEIRA, J. H. D.; REIS, J. S. S. **Metalurgia dos Aços Microligados Usados na Fabricação de Tubos Soldados de Grande Diâmetro**. **Revista Tubo & Companhia**, p. 52-63, Set-Out 2009.

GRIMPE, F.; MEIMETH S.; HECKMANN, C. J.; LIESSEM, A.; GEHRKE, A. **Development, Production and application of heavy plates in grades up to X120**. 1ª International Conference of Super-High Strength Steels, Roma, 2005.

GROETELAARS, P. J. **Influência da Variação de Parâmetros de Soldagem Sobre a Transferência Metálica e Perfil do Cordão do Processo MIG/MAG Duplo-Arame.** Dissertação de Mestrado, Uberlândia: UFU, 2005.

HILLENBRAND, H. G.; KALWA, C. **Production and Service Behaviour of High Strenght Large Diameter Pipe, International Conference on Application and Evaluation of High Grade Linepipes in Hostile Enviroments,** Yokohama, 2002.

HULKA, K. **High temperature processing of line-pipe steels,** 2001.

IGNATCHENKO, G.; DYKHNO, I. **MIG/Plasma Welding. Plasma Laser Technologies Ltd.** Patent Application Pulication nº US 2005/0199593A1, 2005.

KIM, Y.S; EAGAR, T. W. **Analisis Of Metal Transfer In Gas Metal Arc welding.** Welding Journal , july, 1993.

KOU, S. **Welding Metallurgy.** New York: John Wiley & Sons, 2003. Segunda edição.

KUSCH, M.; HÄLSIG, A.; THURNER, S. **Bestimmung von Wirkungsgraden an Schutzgas-schweiBverfahren.** Schweissen und Schneiden, p. 30-33, fev 2011.

Magnatech Orbital Welding Systems. Disponível em: http://www.magnatech-lp.com/weld_heads.htm. Acesso em: 16 mar. 2012.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. **Introdução a Metalurgia da Soldagem.** Apostila. Belo Horizonte, 2006.

MODENESI, P. J; BRACARENSE, A. Q. **Introdução à Física do Arco Elétrico e Sua Aplicação Na Soldagem de Metais.** Apostila. Belo Horizonte, 2004.

MOTTA, M. F.; DUTRA, J. C. **Uma Discussão Sobre a Utilização da Corrente Pulsada no Processo MIG-GMAW Duplo Arame com Potencial Isolado.** XXVII CONSOLDA, Campinas, 2001.

NILO Jr., L. P. **Otimização de um processo de solda MIG/MAG para aplicação na indústria automobilística através da utilização da técnica do projeto e análise experimentos.** Dissertação de Mestrado. Itajubá: UNIFEI, 2003.

OGATA, P. H. **Caracterização Microestrutural do Aço para Tubo API 5L-X65 em Diferentes Regiões da Chapa como Laminada e Após Austenitização e Resfriamento sob Diversas taxas de Resfriamento.** Dissertação de Mestrado. São Paulo: USP, 2009.

OLIVEIRA, M. A. **Estudo da Soldagem Plasma com Alimentação Automática de Arame para Aplicação em Revestimentos Metálicos.** Dissertação de Mestrado. Florianópolis: UFSC, 2001.

OLIVEIRA, M. A. **Desenvolvimentos no Processo Híbrido Plasma-MIG para Operações de Soldagem e Brasagem.** Tese de Doutorado. Florianópolis: UFSC, 2006.

PALMS, J. **Joining Methodologies From Titanium Alloys Hybrid Plasma and MIG Combination**, Office of Naval Research, Michigam, 2004.

PAULA Jr., O. S.; DUTRA, J. C. **Avaliação e Aplicabilidade da Soldagem Plasma Pela Técnica Keyhole**. XIV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Fortaleza, 1998.

POWER ENGINEERING, 2008, **Hybrid Plasma/MIG Welding Reduces Welding Time**. Disponível em: <http://www.power-eng.com/articles/print/volume-112/issue-8/departments/field-notes/hybrid-plasma-mig-welding-reduces-welding-time.html>. Acesso em: 15 jul. 2011.

RAMÍREZ, M. G.; GORNI, A. A.; LANDGRAF, F.; OGATA, P. H.; GOLDENSTEIN, H. **Caracterização Microestrutural de um Aço API 5L-X80 Através de Microdureza e Microscopia Ótica e Eletrônica**. 62º Congresso Anual da ABM, Vitória, 23 a 27 de julho de 2007.

REIS, R. P., COSTA, A. L. G., SILVEIRA, F. M., MOTA, P. R., SOUZA, R. J.; SCOTTI, A. **Influência do Material de Base sobre o Rendimento de Fusão em Soldagem a Arco**. **Revista Soldagem e Inspeção**, v. 16, n. 4, p. 369-376, São Paulo, 2011.

RESENDE, A. A. **Uma Contribuição à Análise dos Parâmetros de Soldagem do Processo Plasma-MIG com Eletrodos Concêntricos**. Dissertação de Mestrado. Uberlândia: UFU, 2009.

RESENDE, A. A.; FERRARESI, V. A.; SCOTTI, A.; DUTRA, J. C. **Influência das Correntes de Soldagem do Processo Plasma-MIG sobre a Geometria do Cordão de Solda e Taxa de Fusão do Arame**. **Revista Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v.14, n.4 Oct./Dec. 2009.

REUTZEL, E. W.; SULLIVAN, M. J.; HUANG, T. D.; KVIDAHL, L.; MARTKANITZ, R. P. **Hybrid Laser-GMAW Welding for Improve Affordability**. Los Angeles, 2007.

RICHETTI, A., FERRARESI, V. A. **Instabilidade do Keyhole na Soldagem a Plasma**. I CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Natal, 2000.

RICHETTI, A. **Análise e Modelagem Empírica do Processo de Soldagem a Plasma com “Keyhole” em Aço Inoxidável**. Tese de Doutorado. Uberlândia: UFU, 2003.

SANTOS, T. F., OLIVEIRA, M. A., DUTRA, J. C. **Estudo da Taxa de Fusão de Arames de Aço Carbono no Processo MIG/MAG**. XXVIII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem, São Paulo, 2002.

SANTOS, R. L. C. **Deposição por Plasma de Arco Transferido com Corrente Contínua Pulsada**. Dissertação de Mestrado. Curitiba: UFPR, 2003.

SANT’ANNA, P. C. **Influência de Tratamentos Térmicos Intercríticos na Microestrutura e Propriedades Mecânicas do Aço API 5L X65**. Dissertação de Mestrado. Campinas: UNICAMP, 2006.

SCHWEDERSKY, M. B.; DUTRA, J. C. **Um Estudo da Eficiência Térmica dos Principais Processos de Soldagem a Arco**. XXXVII Congresso Nacional de Soldagem – CONSOLDA 2011, Natal, 2011.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V.; NORRISH J.; LUCAS, W. **Metal Transfer Modes in MIG/MAG (GMAW) Welding: Contributions to a New IIW Classification**. IIW Doc. XII-1960-09, 2009.

SOARES, J. B. **Formação do Mercado de Gás Natural no Brasil: Impacto de Incentivos Econômicos na Substituição Interenergéticos e na Cogeração em Regime “Topping”**. Tese de Doutorado. Rio de Janeiro: UFRJ, 2004.

SILVA, R. H. G. **Soldagem MIG/MAG em Transferência Metálica por curto circuito Controlado Aplicada ao Passe de Raiz**. Dissertação de Mestrado. Florianópolis: UFSC, 2006.

TAKANO, E. H.; QUEIROZ, D.; D’ OLIVEIRA, A. S. C. M. Avaliação dos Parâmetros de Processamento por PTA nas Superfícies Processadas. **Revista Soldagem & Inspeção**. São Paulo/SP, v. 13, n. 3, p. 210-218, Jul/Set 2008.

Thermal Dynamics Corporation. **PWM 300 Welding Torch**. Instruction Manual, 36 pg, USA, 1994.

VENTRELLA, V. A.; FERREIRA, M. H. M.; ALCÂNTARA, N. G. **Microestruturas do Metal de Solda do Aço API X-70 Soldado com Arame Tubular AWS E31T1-Ni1**. XXVII Consolda, Campinas, 2001.

WEINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem Processos e Metalurgia**. 6ª Edição, Edgard Blücher Ltda., 1992.

WU, C. S., JIA, C. B., CHEN, M. A. A. **Control System for Keyhole Plasma Arc Welding of Stainless Steel Plate with Medium Thickness**. AWS - Welding Journal, p. 225-231, v. 89, 2010.

WU, C. S.; WANG, H. G.; ZHANG Y. M. **A New Heat Source Model for Keyhole Plasma Arc Welding in FEM Analysis of the Temperature Profile**. AWS - Welding Research, p. 284-291, dez. 2006.

ZEEMANN, A. **Diluição**. Infosolda, 2003, disponível em: <http://www.infosolda.com.br/artigos/metsol06.pdf>. Acesso em: 20 ago. 2011.

ZHANG, Y. M.; ZHANG, S. B. **Observation of the Keyhole during Plasma Arc Welding, AWS**. Welding Research Supplement, p. 53-58, 1999.

YAPP, D.; BLACKMAN S. A. **Recent Developments in High productivity pipeline welding**. COBEF 2003 – II Congresso de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, 2003.